

Elektrothermisch aktuiertes magnetostatisch bistabiles Mikrorelais für Schaltmatrizen

Electrothermally actuated magnetostatic bistable microrelay for switching matrices

Zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

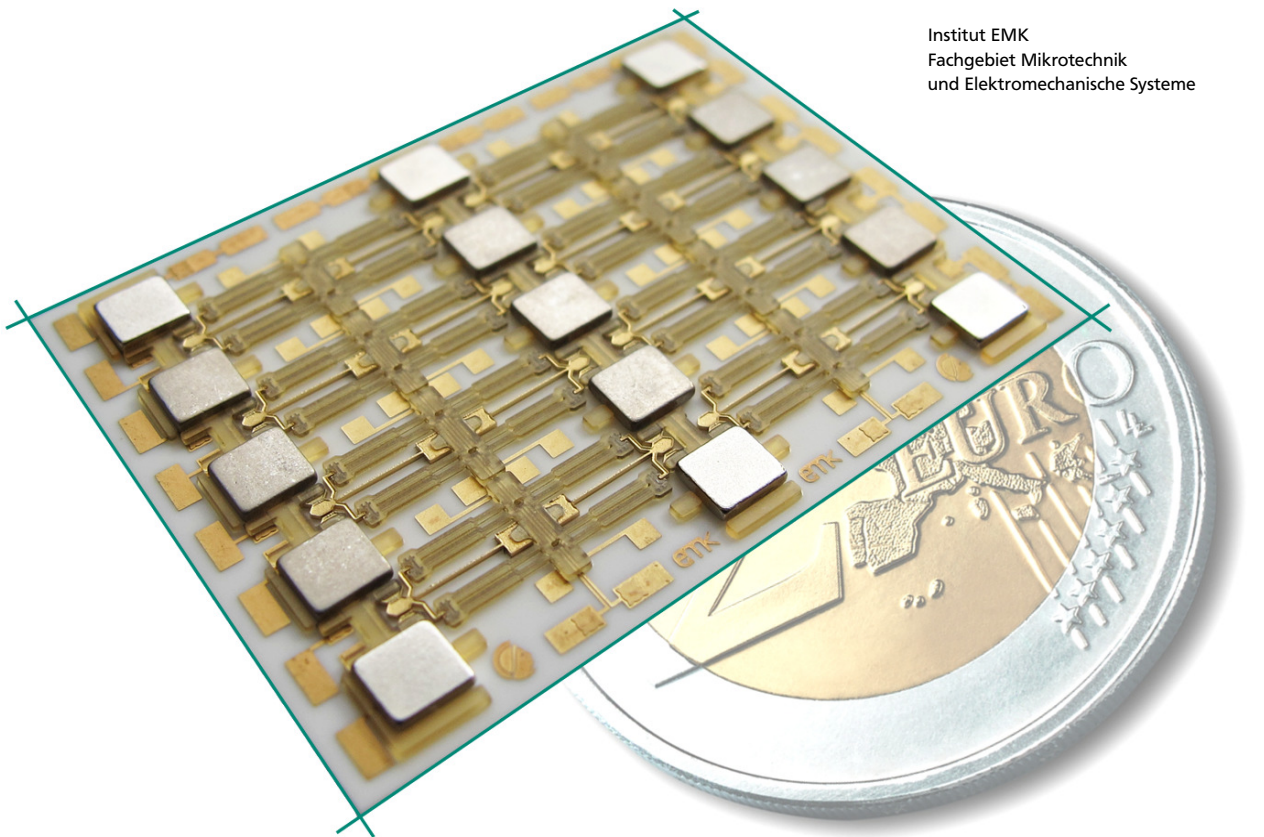
genehmigte Dissertation von Matthias Staab aus Aschaffenburg

Dezember 2013 — Darmstadt — D 17



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT

Institut EMK
Fachgebiet Mikrotechnik
und Elektromechanische Systeme



Elektrothermisch aktuiertes magnetostatisch bistabiles Mikrorelais für Schaltmatrizen
Electrothermally actuated magnetostatic bistable microrelay for switching matrices

Genehmigte Dissertation von Matthias Staab aus Aschaffenburg

1. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak
2. Gutachten: Prof. Dr. rer. nat. Helmut Seidel

Tag der Einreichung: 27. September 2013

Tag der Prüfung: 28. November 2013

Darmstadt — D 17

Elektrothermisch aktuiertes magnetostatisch bistabiles Mikrorelais für Schaltmatrizen

Vom Fachbereich
Elektrotechnik und Informationstechnik
der Technischen Universität Darmstadt
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. Matthias Staab

geboren am 21. Dezember 1980
in Aschaffenburg

Referent: Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak
Korreferent: Prof. Dr. rer. nat. Helmut Seidel

Tag der Einreichung: 27. September 2013
Tag der mündlichen Prüfung: 28. November 2013

D 17
Darmstadt 2013

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-37048

URL: <http://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:tuda-tuprints-37048>

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints, E-Publishing-Service der TU Darmstadt.

<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>

tuprints@ulb.tu-darmstadt.de

Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:

Namensnennung-Keine kommerzielle Nutzung-Keine Bearbeitung 2.0 Deutschland



<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/2.0/de/>

Erklärung zur Dissertation

Hiermit versichere ich, die vorliegende Dissertation ohne Hilfe Dritter nur mit den angegebenen Quellen und Hilfsmitteln angefertigt zu haben. Alle Stellen, die aus Quellen entnommen wurden, sind als solche kenntlich gemacht. Diese Arbeit hat in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner Prüfungsbehörde vorgelegen.

Darmstadt, den 27. September 2013

(Matthias Staab)



Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektromechanische Konstruktionen (EMK) der Technischen Universität Darmstadt.

Ich bedanke mich herzlich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak, der mir die Gelegenheit gab, auf einem spannenden und vielseitigen Gebiet im Bereich der Feinmechanik und der Mikrosystemtechnik zu arbeiten, mir einen sehr großen Freiraum bei der Umsetzung gewährte und mich durch seine Diskussionsbereitschaft stets unterstützte.

Herrn Prof. Dr. rer. nat. Helmut Seidel danke ich für das meiner Arbeit entgegengebrachte Interesse und die Übernahme des Korreferats.

Ebenso danke ich allen Kolleginnen und Kollegen des Instituts EMK für ihre Unterstützung, ihre Freundlichkeit und ihre Offenheit und das damit verbundene sehr angenehme, kreative und kooperative Arbeitsklima. Ein besonderer Dank gilt Bernhard Jochem, der das Reinraumlabor für Mikrotechnik immer in funktionstüchtigem Zustand hielt und mich im Forschungs- und Institutsalltag stets unterstützte.

Ich danke allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern der feinmechanischen Werkstatt für die hervorragende Fertigung und die wertvollen Ratschläge im Bereich der mechanischen Konstruktion. Ich danke allen Studierenden, die in Form von Bachelor-, Studien- und Diplomarbeiten, internationalen Austauschprogrammen und Projektseminaren einen Beitrag zu meiner Forschung geleistet haben.

Ganz besonderer Dank gilt meinem Bruder Dominik, meinen Eltern und meinen Großeltern für die stets vorhandene Unterstützung, Geduld und Zuversicht.

Darmstadt, im September 2013

Matthias Staab



Zusammenfassung

Viele Mikroaktoren dienen der Interaktion eines technischen Systems mit einer makroskopischen Umgebung. Im Gegensatz zu Mikrosensoren sind sie daher nicht beliebig miniaturisierbar. Bei lateralen Abmessungen im Millimeterbereich ist eine Kostenreduzierung daher nur durch robuste Fertigungsprozesse und kostengünstige Werkstoffe in Verbindung mit einem speziell darauf angepassten Systemkonzept möglich. Diese Aspekte sind Gegenstand der vorliegenden Arbeit und werden am Beispiel eines auf elektrothermischer polymerer Mikroaktorik basierenden bistabilen Mikrorelais erforscht.

Der bis ins Jahr 1978 zurückreichende Stand der Technik umfasst mehr als 80 Mikrorelaiskonzepte, wobei bis heute keine kommerzielle Variante bekannt ist, die auf Grund annähernd vergleichbarer Eigenschaften als Ersatz für klassische Signalrelais (z. B. Tyco Axicom P1 V23026) Anwendung findet. Basierend auf einer Analyse der veröffentlichten Konzepte, dem Einbeziehen von alternativen Werkstoffen und dem Kombinieren von feinmechanischen und mikrotechnischen Fertigungstechnologien, wird ein neuartiges, elektrothermisch aktuiertes, magnetostatisch bistabiles Mikrorelais samt robustem Herstellungsprozess entwickelt. Der Schwerpunkt der Arbeit liegt auf der eingesetzten polymeren Mikroaktorik. Diese muss einerseits eine Kontaktkraft $> 6 \text{ mN}$ für einen stabilen Kontaktwiderstand $< 50 \text{ m}\Omega$ und andererseits einen Stellweg $> 30 \text{ }\mu\text{m}$ für eine ausreichende Isolationsfestigkeit $> 500 \text{ V}$ bei geringem Bauraum ($< 1 \times 4 \times 0,3 \text{ mm}^3$) zur Verfügung stellen. Die thermischen Ausdehnungskörper sind zur Kompensation von Umgebungstemperaturänderungen als Pseudo-Bimorph ausgelegt und werden aus dem epoxidbasierten Negativphotoresist SU-8 mittels UV-Tiefenlithographie gefertigt. Die Funktionsintegration des bistabilen Haltemechanismus und des elektrischen Kontaktsystems wird durch die gleichzeitige Nutzung der magnetischen und elektrischen Eigenschaften mikrogalvanisch strukturierter Nickelelemente realisiert. Miniaturmagnete erzeugen das erforderliche Magnetfeld, weshalb das Mikrorelais außerhalb der Schaltvorgänge keine elektrische Leistung aufnimmt. Der bei Mikrosystemen große Anteil des Gehäuses am Gesamtbauraum sinkt deutlich beim Übergang zu einer Schaltmatrix, bei der nur ein Gehäuse für alle auf dem Substrat befindlichen Einzelrelais benötigt wird.

Im Rahmen der Arbeit entsteht ein analytisch geschlossenes Modell zur statischen und dynamischen Beschreibung der polymeren Mikroantriebe, das mit numerischen Finite-Elemente-Rechnungen (ANSYS™) und umfangreichen Messungen an aufgebauten Demonstratoren sehr gut übereinstimmt. Zur Beschreibung des magnetostatisch bistabilen Kontaktsystems wird die analytische Herleitung der qualitativen Kraftwirkung erarbeitet. Die absoluten Kraftbeträge werden auf Grund der komplexen Magnetfeldgeometrie numerisch (CST EM Studio™) ermittelt. In beiden Fällen ist der Einfluss aller Parameter auf die Mikroaktorik bzw. auf das Kontaktsystem ausführlich diskutiert. Im Bereich der Technologieforschung werden alternative Substratmaterialien zum Silizium wie FR-4 und Keramik und die Auswirkungen auf die Fertigungsprozesse untersucht. Neben der Kombination von Verfahren der Feinmechanik und der Mikrotechnik sind auch der Einsatz unempfindlicher Mikrogalvanik mit wartungsarmen Nickel- und Kupferelektrolyten und die Prozessoptimierung im Bereich der UV-Tiefenlithographie mit Schichtdicken $> 200 \text{ }\mu\text{m}$ zentrale Aspekte dieser Arbeit.

Insgesamt werden acht unterschiedliche Demonstratorversionen auf über 350 4-Zoll-Substraten im institutseigenen Reinraum eigenhändig gefertigt. Ergebnisse sind unter anderem die vollständige Charakterisierung der polymeren Mikroaktorik, der bistabilen Mikrorelais und der darauf basierenden Schaltmatrizen. Die Mikroaktoren weisen typische Kennwerte von 29 mN Blockierkraft und 60 μm Leerlaufauslenkung bei einer Steuerleistung von 120 mW auf. Langzeituntersuchungen der aufgebauten Mikrorelais konnten mit über zwei Millionen nachgewiesenen Schaltspielen ohne einen Ausfall erfolgreich absolviert werden. Der Kontaktwiderstand der Relais liegt bei einer Kontaktkraft von ca. 9 mN im Bereich $< 30 \text{ m}\Omega$, was das Schalten eines Stromes $> 1,5 \text{ A}$ bei 5 V an Luft ermöglicht. Die Kombination aus robuster Fertigungstechnologie und neuartigem Relaiskonzept ermöglicht es erstmals, mit dem vorgestellten Mikrorelais an die Kennwerte von klassischen Signalrelais heran zu reichen.

Die vorliegende Arbeit zeigt das Potential kostengünstiger, polymerer, bidirektionaler Mikroaktorik in einer exemplarischen Anwendung und ermöglicht die Weiterführung in zwei grundsätzlich unterschiedliche Forschungsrichtungen: Zum einen können auf Basis des vorgestellten Relaisentwurfs und der Fertigungsprozesse weitere Dickschicht-Mikrosysteme, wie Mikroventile, optische Mikroschalter und smarte Sensor-Aktor-Systeme entstehen. Zum anderen kann die vielversprechende Integration von Verfahren der Feinmechanik in Form von z. B. Mikrofräsen, Mikrolaserbearbeitung oder Mikrospritzguss weiter untersucht und optimiert werden. Dabei können weitere Mikroaktorsysteme, wie beispielsweise mobile haptische Braille-Displays, realisiert werden. Kostengünstige polymere Mikroaktorik kann auf diese Weise in vielen Bereichen Anwendung finden, wofür die vorliegende Arbeit wesentliche Grundsteine legt.

Abstract

Many micro actuators are used for an interaction between a technical system and a macroscopic environment. Compared to micro sensors they are limited in miniaturization. With lateral dimensions in the millimeter range, cost reduction is only possible through robust manufacturing processes with low-cost materials in combination with a specially adapted system concept. These aspects are the subject of this work and are explored using the example of a polymeric electrothermal micro actuator based bistable micro relay.

The state of the art reaches back to 1978 and includes more than 80 micro relay concepts. Presently, there is no known commercial micro relay with comparable properties that can be used as a replacement for classical signal relays (e. g. Tyco Axicom P1 V23026). Based on an analysis of published concepts, the application of alternative materials and the combination of precision engineering and micro manufacturing technologies, a new electrothermally operated, magneto-static bistable micro relay including a robust fabrication process is developed. The focus of this work is on polymeric micro actuators. These must provide both a contact force $> 6 \text{ mN}$ for a stable contact resistance $< 50 \text{ m}\Omega$ and an overall travel $> 30 \text{ }\mu\text{m}$ for a sufficient dielectric strength $> 500 \text{ V}$ needing only a small component volume ($< 1 \times 4 \times 0,3 \text{ mm}^3$). The thermal expansion bodies are designed as a pseudo-bimorph to compensate changes in ambient temperature and are made of the epoxy-based negative photoresist SU-8 using UV depth lithography. The functional integration of a bistable mechanism and an electrical contact system is realized by simultaneously using the magnetic and electric properties of electroplated nickel elements. Miniature magnets produce the required magnetic field, and therefore the micro relay does not consume electrical power outside of the switching operations. The space required for housing micro systems is significantly reduced by a transition from a single MEMS relay to a switching matrix, where only one housing for all relays on a substrate is needed.

A closed analytical model for the static and dynamic behaviour of the polymeric micro actuators is developed, which corresponds to the numerical finite element calculations (ANSYS™) and extensive measurements of the assembled demonstrators. To describe the magneto-static bistable contact system, the analytical description of the qualitative force effect is derived. The absolute magnitude of the force is numerically calculated on the base of the complex magnetic field geometry (CST EM Studio™). In both cases, the influence of all parameters on the micro actuator and the contact system are discussed in detail. In the area of technology research alternative substrate materials like FR-4 and ceramics and their influence on the manufacturing processes are investigated. The use of robust micro electroplating with low maintenance nickel and copper electrolytes and the process optimization of UV depth lithography with layer thicknesses $> 200 \text{ }\mu\text{m}$ are also key aspects of this work. A total of eight different versions of functional models are fabricated on over 350 4-inch-substrates in the institute's own cleanroom. The polymeric micro actuators, the bistable micro relays and the switching matrices are fully characterized. The micro actuators show typical characteristics of 29 mN blocking force and $60 \text{ }\mu\text{m}$ overall travel with a power consumption of 120 mW . Long-term studies of the fabricated micro relays have been successfully completed with over two million documented cycles without any failure. The contact resistance of the relay at a contact force of about 9 mN is $< 30 \text{ m}\Omega$, which enables the switching of a current $> 1,5 \text{ A}$ at 5 V

in air. The presented novel MEMS relay fabricated by a low-cost and robust fabrication technology for the first time approaches the performance of classical signal relays.

This thesis shows the potential of low-cost, polymeric and bi-directional micro actuators in an exemplary application. It further allows the continuation in two fundamentally different research directions: First, more thick-film micro systems like micro valves, optical micro switches and smart sensor actuator systems can arise on the basis of the presented relay design and manufacturing processes. Second, the promising integration of precision mechanics like micro milling, micro laser machining or micro injection molding can be further investigated and optimized. In this case, further micro actuator systems such as mobile tactile Braille displays can be realized. Low-cost polymeric micro actuators can thus find application in many areas, for which this thesis lays important foundations.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation der Arbeit	1
1.1.1	Mikroaktorik für die Makrowelt	2
1.1.2	Schaltmatrizen in der Kommunikationstechnik	2
1.2	Einordnung von Mikrorelais	3
1.2.1	Definition eines Mikrorelais	4
1.2.2	Abgrenzung zu anderen Schaltelementen	5
1.2.3	Definitionen wichtiger Relaisbegriffe	5
1.3	Ziele und Organisation der Arbeit	7
2	Stand der Technik zu Mikrorelais	9
2.1	Mikroaktorik als zentrales Relaiselement	9
2.1.1	Aktorkraft und Schaltstrom	10
2.1.2	Aktorhub und Schaltspannung	14
2.2	MEMS-Relais und verwendete Antriebe	15
2.2.1	Elektrostatische Relais	15
2.2.2	Thermomechanische Relais	26
2.2.3	Elektromagnetische Relais	30
2.2.4	Elektrodynamische Relais	35
2.2.5	Piezoelektrische Relais	39
2.2.6	Sonstige Relais	41
2.2.7	Kommerzielle Realisierungen	42
2.3	Vergleich und Einordnung der MEMS-Relais	45
2.3.1	Wesentliche prinzipbedingte Unterschiede	46
2.3.2	Probleme der kommerziellen Umsetzung	47
3	Konzept des neuartigen MEMS-Relais	49
3.1	Ableiten der Relaisanforderungen	49
3.1.1	Analyse des Stands der Technik	49
3.1.2	Wichtige Anforderungen für Mikrosignalrelais	50
3.2	Technologische Randbedingungen	54
3.2.1	UV-Tiefenlithographie	54
3.2.2	Mikrogalvanoformung	56
3.2.3	Trockenätzen und Nasschemie	57
3.3	Teilprobleme des Mikrorelais	58
3.3.1	Aktorprinzip	58
3.3.2	Getriebegeometrie und Verschaltung	62
3.3.3	Bistabiler Mechanismus	63
3.3.4	Elektrisches Kontaktsystem	67
3.3.5	Gehäuse der Matrixanordnung	67

3.4	Gesamtkonzept des MEMS-Relais	68
4	Elektrothermische bidirektionale polymere Antriebe	71
4.1	Thermische Grundlagen	71
4.1.1	Wärmetransportmechanismen	72
4.1.2	Wesentliche Mechanismen im Mikrobereich	74
4.1.3	Thermomechanisches FEM-Modell	75
4.2	Messtechnische elektromechanische Charakterisierung	77
4.2.1	Funktionsweise der statischen und dynamischen Wegmessung	77
4.2.2	Erweiterung des Motion-Analyzers zur Kraftmessung	80
4.3	Elektrothermomechanischer Wandler	80
4.3.1	Anordnung und Geometrie der Heizelemente	81
4.3.2	Einfluss der Fertigungstechnologie der Heizelemente	84
4.3.3	Einsatz von SU-8 als Ausdehnungskörper	85
4.4	Analytisches Mikroaktormodell	88
4.4.1	Thermisches Netzwerkmodell	89
4.4.2	Elastomechanisches Modell	91
4.4.3	Statisches Mikroaktorverhalten	98
4.4.4	Dynamisches Mikroaktorverhalten	102
4.5	Aktorfertigung, Entwurf und Charakterisierung	105
4.5.1	Fertigungsprozess der elektrothermischen Antriebe	105
4.5.2	Randbedingungen für den Antrieb	105
4.5.3	Auswahl und Charakterisierung des optimierten Entwurfs	107
4.6	Matrixansteuerung von elektrothermischen Mikroaktoren	109
5	Magnetostatisch bistabiles elektrisches Kontaktsystem	113
5.1	Statische Magnetanordnung	113
5.1.1	Grundlagen von Magnetostatik und magnetischer Materialien	113
5.1.2	Analytische Herleitung der qualitativen Kraftwirkung	115
5.1.3	Einfluss der Geometrieparameter auf den Kraftbetrag	118
5.1.4	Entwurf der optimierten Kontaktgeometrie	122
5.2	Funktionsintegration von magnetischer Bistabilität und elektrischem Kontakt	125
5.2.1	Mechanische und elektrische Eigenschaften der Kontaktaufhängung	125
5.2.2	Mechanische Kopplung an die Mikroaktorik	126
5.2.3	Vorteile der Funktionsintegration	127
5.3	Fertigung des bistabilen Kontaktsystems	128
5.3.1	Mikrotechnischer Prozessablauf	128
5.3.2	Magnetintegration durch Montagehilfen aus SU-8	129
5.4	Lastkreis am Beispiel einer Telekommunikationsmatrix	131
6	Prozessentwicklung	133
6.1	Kostenoptimierte Mikrotechnik	133
6.1.1	Alternative Substratmaterialien	133
6.1.2	Integration von feinmechanischen Verfahren	135

6.1.3	Kostenoptimierung durch Entfeinerung	137
6.2	Robuste Mikrogalvanik	137
6.2.1	Zusatzfreie wartungsarme Elektrolyte	138
6.2.2	Haftungsverbesserung von galvanischen Schichten	140
6.2.3	Optimieren der Nickelschichtqualität	141
6.2.4	Optimierte Galvanoformen	142
6.2.5	Permeabilität von galvanischem Nickel	144
6.3	Dickschicht-UV-Tiefenlithographie	147
6.3.1	Gießen als Alternative zum Schleuderprozess	147
6.3.2	Justage auf rauen teiltransparenten Substraten	149
6.3.3	Belichtung und Aspektverhältnis bei hohen Schichtdicken	152
6.3.4	Mechanisch unterstützte Resistentwicklung	154
6.3.5	SU-8 als Konstruktions- und Funktionswerkstoff	155
6.3.6	AZ 125nXT als Galvanoform	157
7	Fertigung der Mikrorelais und Schaltmatrizen	161
7.1	Fertigungsprozess für Relais und Matrix	161
7.1.1	Feinmechanische Substratvorbereitung	162
7.1.2	Erste Leiterbahnebene auf der Vorderseite	162
7.1.3	Kupferopferschicht	163
7.1.4	Einebnen der Kupferopferschicht	163
7.1.5	PVD-Dünnschichtheizelemente	165
7.1.6	Zweite Leiterbahnebene und Heizelementschutz	165
7.1.7	Elektrisches Nickelkontaktsystem	167
7.1.8	Polymere Konstruktions- und Funktionsstrukturen	168
7.1.9	Leiterbahnen auf der Rückseite	169
7.2	Aufbau- und Verbindungstechnik	170
7.2.1	Miniaturmagnetmontage und Gehäusung	170
7.2.2	Matrixverschaltung und Leiterbahnebenen	171
7.3	Wirtschaftliche Aspekte	173
8	Charakterisierung der aufgebauten Demonstratoren	175
8.1	Eigenschaften der Mikrorelais	175
8.1.1	Kontaktwiderstand	175
8.1.2	Isolationsfestigkeit	176
8.1.3	Stromtrag- und Schaltfähigkeit	176
8.1.4	Ansprechzeit und Prellverhalten	178
8.2	Eigenschaften der MEMS-Relaismatrizen	181
8.2.1	Größenvergleich zu klassischen Schaltmatrizen	181
8.2.2	Reproduzierbarkeit der Steuerkreiswiderstände	182
8.2.3	Reproduzierbarkeit der Lastkreiswiderstände	183
8.2.4	Hochfrequenzübertragungsverhalten	183

9 Zusammenfassung und Ausblick	187
9.1 Bewertung der Forschungsergebnisse	187
9.1.1 Ergebnisse der Arbeit	187
9.1.2 Erzielte MEMS-Relaiskennwerte	190
9.1.3 Weitere Einsatzbereiche der Signalschaltmatrix	191
9.2 Weitere Forschungsfelder	192
9.2.1 Optimierungsmöglichkeiten	193
9.2.2 Integration alternativer Fertigungsverfahren	194
9.2.3 Alternative polymere Dickschicht-Mikrosysteme	195
Literaturverzeichnis	199
A Alternative Schaltertypen	225
B Wichtige Datenblattauszüge	229
C Modified Nodal Analysis (MNA)	233
D Auswirkung der Magnettoleranzen	235
E Prozessprotokoll Version 1.53	237
F Lithographiemasken Version 1.53	251
G Fotos der aufgebauten Demonstratoren	255
H Materialdaten von Kunststoffen	261
I Veröffentlichte Mikrorelais	265

Abkürzungsverzeichnis

ADF	Automatisierter Schaltverteiler Automated Distribution Frame
APDS	Ammoniakalische Ammoniumperoxodisulfatlösung Ammoniacal Ammonium Persulfate Solution
AR	Aspektverhältnis Aspect Ratio
ATE	Automatisierte Prüfanlagen Automated Testing Equipment
AVT	Aufbau- und Verbindungstechnik Packaging
BCB	Benzocyclobuten Benzocyclobutene
BMBF	Bundesministerium für Bildung und Forschung Federal Ministry of Education and Research
CMOS	Komplementärer Metall-Oxid-Halbleiter Complementary Metal Oxide Semiconductor
DARPA	Defense Advanced Research Projects Agency Defense Advanced Research Projects Agency
DI	Deionisiert Deionized
DMSO	Dimethylsulfoxid Dimethyl sulfoxide
DPDT	Zweipoliger Umschalter Double Pole Double Throw
DPST	Zweipoliger Einschalter Double Pole Single Throw
DRIE	Reaktives Tieftrockenätzen Deep Reactive Ion Etch
FEM	Finite Elemente Methode Finite Element Method
FET	Feldeffekttransistor Field Effect Transistor
FR-4	Platinenmaterial FR-4 Printed Circuit Board Material FR-4

FTTH	Glasfaserleitungen bis ins Haus Fibre to the Home
HB	Finales Ausheizen Hard Bake
HF	Hochfrequenz High Frequency
HVT	Hauptverteiler Main Distribution Frame
IC	Integrierter Schaltkreis Integrated Circuit
KVZ	Kabelverzweiger Cross Connection Cabinet
LiG	Lithographie, Galvanik Lithography, Electroplating
LiGA	Lithographie, Galvanik, Abformung Lithography, Electroplating and Molding
MEMS	Mikro-Elektro-Mechanisches-System Micro Electro Mechanical System
MMR	Mikrorelais Micro Machined Relay
MST	Mikrosystemtechnik Microsystem Technology
MOSFET	Metall-Oxid-Halbleiter Feldeffekttransistor Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor
PEB	Tempern nach UV-Belichtung Post Exposure Bake
PEEK	Polyetheretherketon Polyetheretherketone
PET	Polyethylenterephthalat Polyethylene Terephthalate
PGMEA	Propylenglykoldimethyletheracetat Propyleneglycolmethyletheracetate
PMMA	Polymethylmethacrylat Polymethylmethacrylate
PVD	Physikalische Gasphasenabscheidung Physical Vapour Deposition
PZT	Blei-Zirkonat-Titanat Lead Zirconat Titanat

REM	Rasterelektronenmikroskop Scanning Electron Microscope
SB	Lacktrocknung durch Ausheizen Soft Bake
SF₆	Schwefelhexafluorid Sulfur Hexafluoride
SOI	Silizium auf Isolator Silicon On Insulator
SPDT	Einpöiger Umschalter Single Pole Double Throw
SPST	Einpöiger Einschalter Single Pole Single Throw
SSR	Halbleiterrelais Solid State Relay
SU-8	Negativresist SU-8 Negativ Tone Photoresist SU-8
TSV	Durchkontaktierung durch Silizium Through-Silicon Via



1 Einleitung

Relais sind durch elektrischen Strom betriebene fernbetätigte Schalter, die in der Regel zwei Schaltstellungen aufweisen und so einen vom Steuerkreis galvanisch getrennten elektrischen Lastkreis öffnen oder schließen. Die Erfindung des Relaisprinzips geht auf Joseph Henry im Jahr 1829 zurück. Charles Wheatstone setzt dieses Prinzip 1834 zum ersten Mal als Signalrelais ein, um gerade aus dem Bahnhof ausfahrende Züge im nächsten Bahnhof durch ein Klingelzeichen anzukündigen. Nach vielen weiteren Entwicklungen kommt 1965 die erste Signalrelaisgeneration (1G) auf den Markt, bei der eine direkte Leiterplattenmontage möglich ist. Seitdem hat die fortwährende Miniaturisierung drei weitere Relaisgenerationen hervorgebracht (siehe Abbildung 1.1). Sowohl das Bauteilvolumen, als auch die notwendigen Fertigungstoleranzen konnten bis zur vierten Generation (4G) um mehr als eine Größenordnung reduziert werden. Das elektromagnetische Antriebprinzip und die feinmechanische Fertigung werden allerdings in allen Generationen eingesetzt. Da beide Aspekte im Hinblick auf eine weitere Miniaturisierung an ihre Grenzen stoßen, stellt Petersen [36] bereits im Jahr 1979 das erste mikrotechnisch fertigbare Relais mit elektrostatischem Antrieb vor, welchem bis heute über 80 weitere Konzepte gefolgt sind.

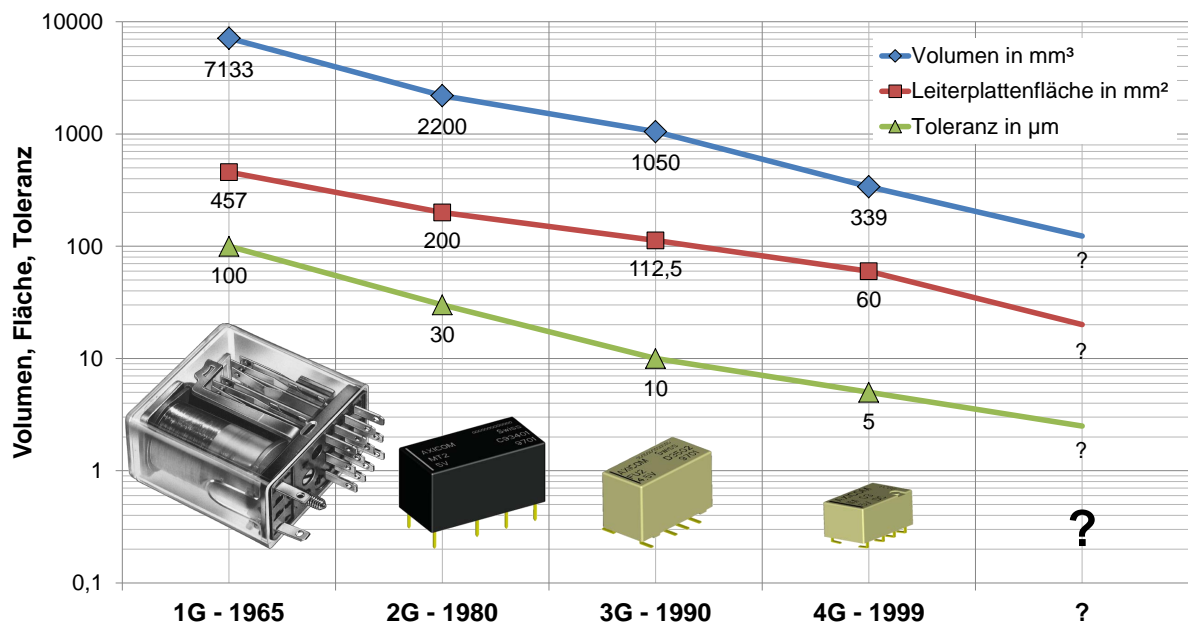


Abbildung 1.1: Entwicklungsstufen des Signalrelais von der ersten leiterplattenmontierbaren Generation (1G) bis zur vierten Generation (4G) im Jahr 1999 mit stetig sinkenden Volumen und Fertigungstoleranzen nach [37].

1.1 Motivation der Arbeit

Die von Petersen vorgeschlagene drastische Miniaturisierung der Antriebe und der Wechsel zu mikrotechnischen Fertigungsverfahren führt zwar einerseits zu sehr geringen Bauteilvolumen und hohen im Nutzen (im Batch) fertigbaren Stückzahlen, verschlechtert andererseits die Leistungsdaten derart, dass diese Mikrorelais nicht für Aufgaben klassischer Signalrelais geeignet sind. Bis

heute ist kein mikrotechnisch gefertigtes Relais bekannt, das die dafür notwendigen Leistungsdaten aufweist. In dieser Arbeit wird daher auf Basis einer umfassenden Analyse zum Stand der Technik ein neuartiges Mikrorelais erforscht, das mit den Daten klassischer Signalrelais annähernd vergleichbar ist und mit Hilfe einer Kombination aus feinmechanischen und mikrotechnischen Fertigungsverfahren kostengünstig und robust hergestellt werden kann. Die wesentliche Herausforderung stellt dabei die eingesetzte Mikroaktorik dar, die trotz Miniaturisierung Mindestkräfte und -stellwege bereitstellen muss, um ein sicheres Schalten von elektrischen Lasten zu ermöglichen.

1.1.1 Mikroaktorik für die Makrowelt

Trotz eines umsatzstarken und ständig wachsenden weltweiten Marktes für Mikro-Elektro-Mechanische-Systeme (MEMS) sind im Bereich der Mikrosystemtechnik nur wenige erfolgreiche aktorische (z. B. Tintenstrahldruckköpfe), dafür aber umso mehr sensorische (z. B. Drucksensoren) Anwendungen vertreten. Eine Übersicht über wichtige Anwendungen bis 2009 und eine Prognose bis 2016 ist in Abbildung 1.2 dargestellt [38]. Einer der wesentlichen Gründe für den Erfolg der Mikrosensorik ist die gute Miniaturisierbarkeit von Sensoreffekten und die damit einhergehende Kosteneinsparung trotz kostenintensiver Fertigungsprozesse. Aufgrund der notwendigen Stellwege und Kräfte für die Interaktion mit der Makrowelt lassen sich Mikroaktoren nicht beliebig miniaturisieren, was im Hinblick auf eine Kostenersparnis nur durch robuste und kostengünstige Fertigungsprozesse und Werkstoffe in Verbindung mit einem angepassten Systemkonzept möglich ist. Diese Thematik wird in der vorliegenden Arbeit am Beispiel eines bistabilen Mikrorelais erforscht.

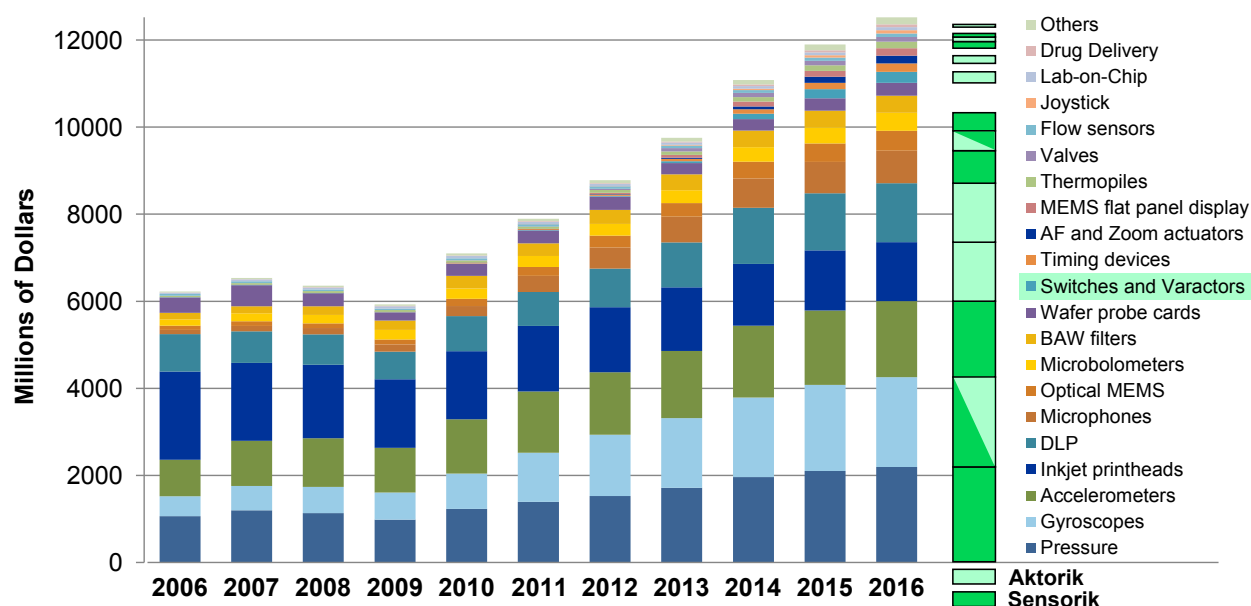


Abbildung 1.2: MEMS-Marktanalyse bis 2009 mit einer Prognose bis 2016 nach [38], in der – wie dargestellt – sensorische im Vergleich zu aktorischen Mikrosystemen den höheren Anteil aufweisen.

1.1.2 Schaltmatrizen in der Kommunikationstechnik

Die entwickelten neuartigen Mikrorelais werden bistabil konzipiert, so dass sie ihren Schaltzustand ohne Zuführung von elektrischer Energie beibehalten. Darüber hinaus sollen sie auf Grund

der geringen Baugröße und der Fertigung im Nutzen (Batch-Fertigung) für den Einsatz in Schaltmatrizen geeignet sein. Als Anwendungsbeispiel wird im Rahmen dieser Arbeit der Einsatz der bistabilen Mikrorelais zum Umverdrahten von Kupferleitungen in der Telekommunikationstechnik ausgewählt (vgl. Abbildung 1.3). Dabei ist es notwendig, eine Vielzahl von Ein- und Ausgängen in beliebiger Weise und automatisiert miteinander verbinden zu können, was durch eine Schaltmatrix mit $m \times n$ -Schaltelementen geschehen kann.

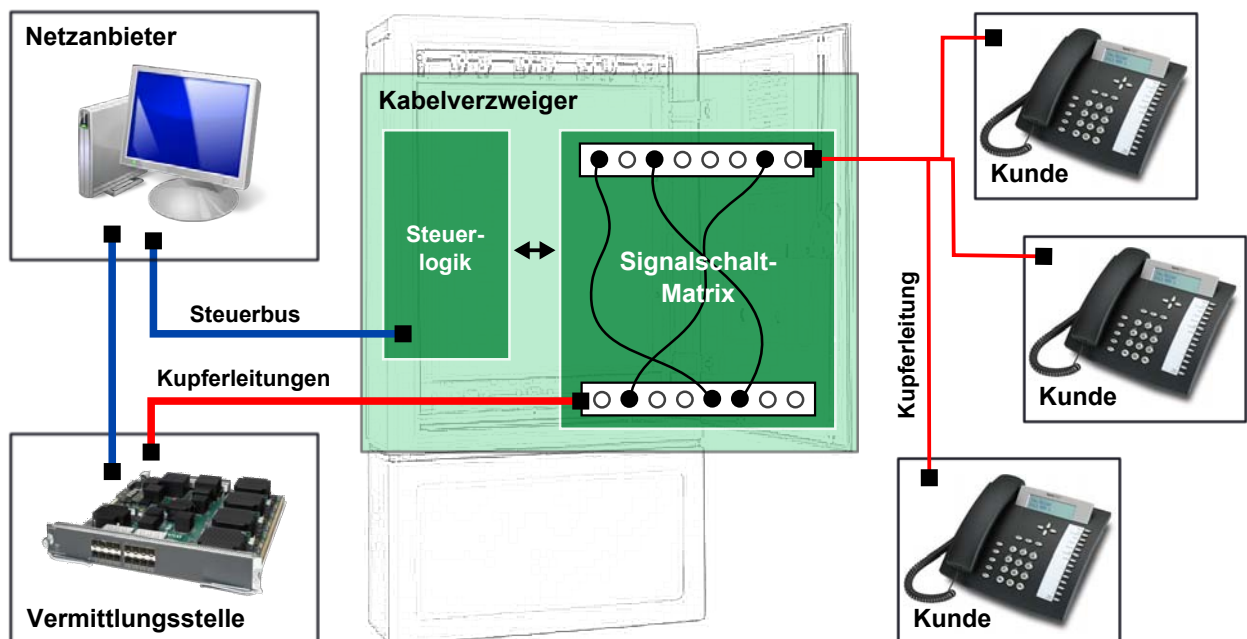


Abbildung 1.3: Einsatz einer auf Mikrorelais basierenden Schaltmatrix im Hauptverteiler bzw. im Kabelverzweiger eines Telekommunikationsunternehmens zur automatisierten Neuerschaltung von Kupferaderpaaren (z. B. zentral durchgeführte Funktionstests, Ersatz von defekten Leitungen und Wechsel des Netzanbieters) als Anwendungsbeispiel der vorliegenden Arbeit [16].

Diese automatisierten Schaltsysteme (ADF) können – wie in [16, 31, 39, 40] beschrieben – dafür sorgen, dass die bestehende Kupferarchitektur für Telefon- und Internetverbindungen den ständig wachsenden Anforderungen in der Telekommunikationsbranche an Service, Geschwindigkeit und Kosten gerecht wird. Das Platzieren eines solchen Systems an wichtigen Übergabepunkten, wie einem Hauptverteiler (HVT) oder einem Kabelverzweiger (KVZ), ermöglicht das Neuerschalten von Kupferleitungen zwischen Netzbetreibern und Kunden per Fernzugriff. Dabei können Funktionstests von Leitungen automatisiert durchgeführt, Ersatz für defekte Leitungen geschaltet und Netzanbieter gewechselt werden. Auf Grund des begrenzten Bauraums und der großen notwendigen Anzahl an Relais (z. B. 5000 Schaltkontakte bei 50 Teilnehmern) ist der Einsatz von miniaturisierten Signal-Schaltmatrizen zwingend erforderlich.

1.2 Einordnung von Mikrorelais

In den folgenden Abschnitten werden daher Definitionen im Bereich der Relais Technik vorgestellt und Mikrorelais von alternativen Schaltelementen abgegrenzt. In der Literatur wird der Begriff „Mikrorelais“ in unterschiedlicher Weise verwendet [34]. Von galvanisch nicht getrennten Schalt-

elementen bis hin zu feinmechanisch gefertigten Konzepten finden sich viele Ausprägungen. Auch existieren zahlreiche weitere Bezeichnungen für Mikrorelais, wie z. B. MEMS-Relais oder Micro Machined Relay (MMR), weshalb im folgenden Abschnitt zunächst eine eindeutige Begriffsdefinition erarbeitet wird.

1.2.1 Definition eines Mikrorelais

Eine Standardisierung im Bereich der Relais ist nach [41] besonders schwierig, weil sie in ganz verschiedenartigen Industriezweigen für sehr unterschiedliche Anwendungen eingesetzt werden. Aus diesem Grund beschäftigen sich mehrere Standardisierungsgremien mit Relais, was mannigfaltige Begriffsdefinitionen zur Folge hat. In der vorliegenden Arbeit wird die von Thielicke [42] verwendete Definition für „Mikrorelais“ herangezogen und kritisch diskutiert. Diese umfasst fünf Kriterien, die ein Mikrorelais erfüllen muss:

1. vierpoliges Bauelement
2. mechanisch betätigter Kontaktsatz mit
3. ohmschen Kontakten
4. mikromechanischer Aktor und
5. Isolation zwischen Last- und Steuerkreis

Klassische elektromechanische Relais weisen je nach Schalterart typischerweise vier bis acht Anschlüsse auf (vgl. Abbildung 1.4), was genauso auch für Mikrorelais gelten kann. Eine Einschränkung auf ein vierpoliges Bauelement ist daher nicht notwendig. Auch beim Kriterium des mikromechanischen Aktors lassen sich keine Unterschiede zwischen klassischen Relais und Mikrorelais ausmachen, da die funktionsbestimmenden Teile eines 4G-Relais bereits Toleranzen im Bereich von 5 μm aufweisen und damit in den Bereich der Mikromechanik fallen. Dieses Kriterium wird in Übereinstimmung mit [34] enger gefasst und vornehmlich auf den Anteil an eingesetzten mikrotechnischen Fertigungstechnologien bezogen.

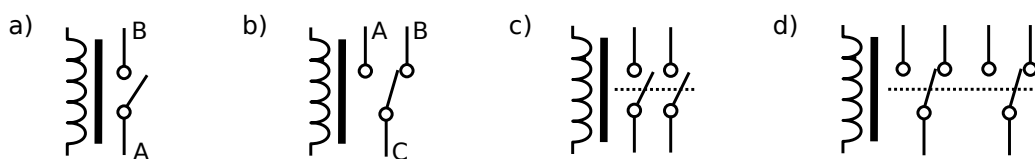


Abbildung 1.4: Symbole und Bezeichnungen für unterschiedliche Relaisarten: a) Single Pole Single Throw (SPST): die Lastkreisanschlüsse A und B können getrennt oder verbunden werden, b) Single Pole Double Throw (SPDT): der Lastkreisanschluss C kann mit einem der beiden Lastkreisanschlüsse A bzw. B verbunden werden, c) Double Pole Single Throw (DPST): Zwei der in a) dargestellten Lastkreise können mit einem Steuerkreis geschaltet werden und d) Double Pole Double Throw (DPDT): Zwei der in b) dargestellten Lastkreise können mit einem Steuerkreis umgeschaltet werden [41].

Auf Basis dieser beiden Unterschiede zu Thielicke [42] kann nun eine eindeutige Definition des Begriffes „Mikrorelais“ getroffen werden, die wesentliche Merkmale beschreibt und Mikrorelais von anderen Schalterarten unterscheidbar macht [34]. Die verbleibenden drei Kriterien werden übernommen, wobei ein Mikrorelais folgendermaßen definiert sei:

„Ein Mikrorelais ist ein mindestens vierpoliges Bauelement, das bei Anlegen einer definierten elektrischen Steuergröße an den Eingangsanschlüssen mittels eines mechanischen Kontaktsatzes einen ohmschen Kontakt zwischen den Ausgangsanschlüssen schließt oder öffnet. Die funktionsrelevanten Bestandteile des Relais müssen mit den Methoden der Mikrotechnik gefertigt werden. Nachträglich in das Mikrosystem montierte Teile dürfen lediglich Hilfsgrößen bereitstellen. Die Eingangs- und Ausgangsanschlüsse dürfen nicht elektrisch leitfähig verbunden sein.“

1.2.2 Abgrenzung zu anderen Schaltelementen

Mikrorelais ordnen sich (vgl. Systematik in Abbildung 1.5) zusammen mit feinmechanisch gefertigten Relais und Reed-Relais (vgl. Anhang A) in die Gruppe der elektromechanischen Schaltelemente ein. Diese Schaltelemente zeichnen sich im Gegensatz zu Halbleiterschaltern vor allem durch eine galvanische Trennung zwischen Steuer- und Lastkreis bzw. innerhalb des Lastkreises aus. Zwei weitere wesentliche Unterscheidungskriterien zwischen beiden Gruppen sind der Durchgangswiderstand im „An“- bzw. „Aus“-Zustand und das lineare Übertragungsverhalten zwischen den Ausgangsanschlüssen. Johler [37] stellt wesentliche Eigenschaften der in Abbildung 1.5 gezeigten Schaltelemente gegenüber, was in Tabelle 1.1 zusammengefasst ist. Weitere ausführliche Beschreibungen der charakteristischen Eigenschaften finden sich in [43, 44].

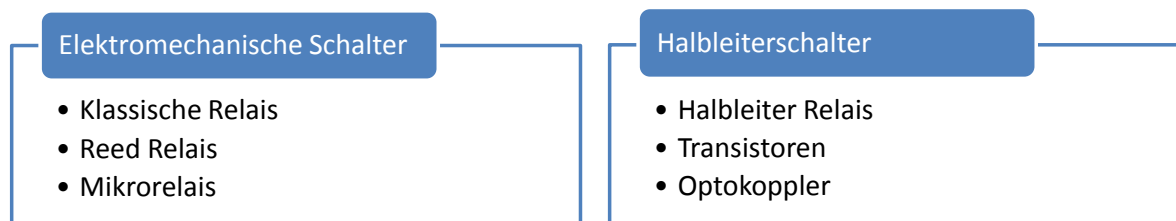


Abbildung 1.5: Einteilung bekannter Schaltelemente in zwei Gruppen: Elektromechanische Schalter und Halbleiterschalter, wobei Mikrorelais in der ersten Gruppe verordnet sind.

1.2.3 Definitionen wichtiger Relaisbegriffe

Auch im Bereich der Relaisdefinitionen finden sich unterschiedliche Begriffe, die in [34] ausführlich diskutiert werden. Im Verlauf dieser Arbeit werden daher an das Relay Handbook [41] angelehnte Begriffe verwendet, die wichtige Größen im Steuer- und Lastkreis (vgl. Abbildung 1.6 a) beschreiben. Problematisch ist dabei, dass sich die Definitionen im Allgemeinen auf elektromagnetische Relaisantriebe beziehen, was im Fall von Mikrorelais oft nicht zutreffend ist und daher im Folgenden verallgemeinert wird:

Steuerspannung U_S

Die elektrische Spannung, die an den Anschlüssen des Steuerkreises anliegen muss, um die Anschlüsse des Lastkreises zuverlässig zu schalten.

Steuerstrom I_S

Der elektrische Strom, der durch die Anschlüsse des Steuerkreises fließen muss, um die Anschlüsse des Lastkreises zuverlässig zu schalten.

Tabelle 1.1: Gegenüberstellung wichtiger Eigenschaften von verschiedenen in Abbildung 1.5 dargestellten Schaltelementen nach [37]

	Klass. Signal- relais	Mikro- relais	Reed Relais	Transis- tor	Halb- leiter- relais	Opto- koppler
Durchgangswiderstand						
„An“	++	0	+	-	-	-
„Aus“	++	++	++	-	-	+
Galvanische Trennung						
Steuer-Lastkreis	ja	ja	ja	nein	ja	ja
Last-Lastkreis	ja	ja	ja	nein	nein	nein
Leckstrom	nein	nein	nein	ja	ja	ja
Überspannungsfestigkeit	++	0	0	-	+	+
DC-Schaltfähigkeit	ja	ja	ja	ja	ja	ja
AC-Schaltfähigkeit	ja	ja	ja	nein	ja	nein
Lineares Verhalten	ja	ja	ja	nein	nein	nein
Steuerleistung	0	+	0	++	0	+
Bauraum	0	+	0	++	-	+
Ansprechzeiten	0	0	0	++	-	++
Lebensdauer	0	+	0	++	++	++
Kosten	0	0	-	++	-	+

Steuerleistung P_S

Die elektrische Leistung, die in die Anschlüsse des Steuerkreises eingeprägt werden muss, um die Anschlüsse des Lastkreises zuverlässig zu schalten.

Schaltspannung U_L

Die elektrische Spannung, die in Abhängigkeit des Schaltstroms zum Schaltzeitpunkt maximal über den offenen Anschlüssen des Lastkreises anliegen darf, so dass die Anschlüsse des Lastkreises noch sicher schalten.

Schaltstrom I_L

Der elektrische Strom, der in Abhängigkeit der Schaltspannung zum Schaltzeitpunkt maximal durch die Anschlüsse des Lastkreises fließen darf, so dass die Anschlüsse des Lastkreises noch sicher schalten.

Kontaktwiderstand R_K

Der elektrische Widerstand, der sich auf Grund des schaltenden Kontakts aus Enge- und Fremdschichtwiderstand ergibt. Messungen des Kontaktwiderstands beinhalten immer auch Anteile von elektrischen Zuleitungen.

Durchgangswiderstand R_D

Der elektrische Widerstand, der sich im regulär geschlossenen Lastkreis zwischen den Anschlüssen einstellt. Der Durchgangswiderstand umfasst den Kontaktwiderstand und alle Leitungswiderstände innerhalb des Relais.

Spannungsfestigkeit Steuerkreis-Lastkreis U_{SL}

Die elektrische Spannung, die zwischen den Anschlüssen des Steuerkreises und des Lastkreises im geschlossenen Zustand anliegen darf, ohne dass es zu einem elektrischen Überschlag kommt.

Spannungsfestigkeit Lastkreis-Lastkreis U_{LL}

Die elektrische Spannung, die zwischen den Anschlüssen des Lastkreises im geöffneten Zustand anliegen darf, ohne dass es zu einem elektrischen Überschlag kommt.

Ansprechzeit t_{an}

Die Zeit, die maximal zwischen dem Anlegen einer Steuergröße an die Anschlüsse des Steuerkreises und der ersten Veränderung zwischen den Anschlüssen des Lastkreises verstreicht (vgl. Abbildung 1.6 b). Ein mögliches Kontaktprellen wird hierbei nicht berücksichtigt.

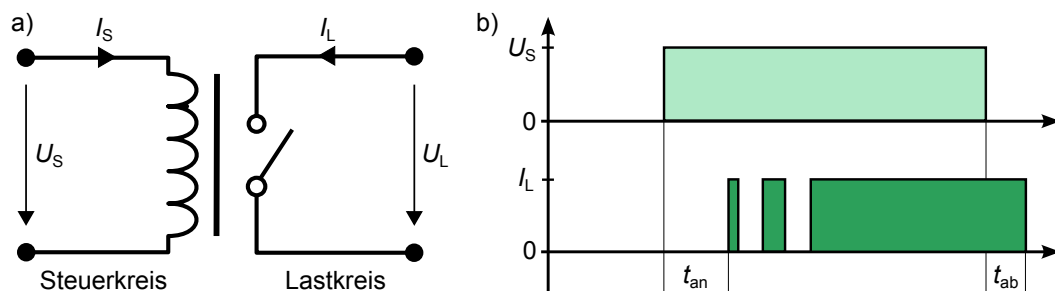


Abbildung 1.6: Begriffsdefinitionen von wichtigen Relaisgrößen: a) Schaltbild von Steuer- und Lastkreis mit zugehörigen Strömen (I_S , I_L) und Spannungen (U_S , U_L) und b) die Ansprechzeit t_{an} als zeitliches Verhalten zwischen Steuer- und Lastgrößen, t_{ab} wird als Rückfallzeit bezeichnet.

1.3 Ziele und Organisation der Arbeit

Die vorliegende Arbeit beschreibt den Entwurf und die Fertigung von aktorbasierten Mikrosystemen mit Abmessungen von wenigen Millimetern und Toleranzen unterhalb von $3\ \mu\text{m}$. Die verwendeten Mikroaktoren müssen dabei Mindestkräfte und -stellwege aufweisen, was am Beispiel der Relaisminiaturisierung ausführlich diskutiert wird. Durch die Kombination von feinmechanischen und mikrotechnischen Fertigungsverfahren, den Einsatz von zu Silizium alternativen Werkstoffen und einem angepassten Systementwurf wird sowohl eine robuste, als auch eine kostengünstige Realisierung von Relais- und Schaltmatrixdemonstratoren erreicht.

Dazu wird zunächst der Stand der Technik zu schaltenden Mikrokontakten, zu Isolationsfestigkeitsuntersuchungen und zu Mikrorelais mit ohmschen Kontakten analysiert und diskutiert (siehe Kapitel 2). Wesentliche prinzipbedingte Unterschiede werden herausgearbeitet und mögliche Gründe für bisherige Probleme bei der kommerziellen Umsetzung solcher Schaltelemente werden dargestellt. Basierend auf diesen Erkenntnissen werden wichtige Anforderungen an die Mikroaktuatorik und das Mikrosignalrelais erarbeitet. Die Konzeptfindung schließt mit dem Gesamtkonzept eines neuartigen bistabilen Mikrorelais für den Einsatz in Schaltmatrizen ab, das auf polymeren bidirektionalen elektrothermischen Mikroaktoren basiert (siehe Kapitel 3).

Eine große Herausforderung in der Mikrosystemtechnik besteht darin, dass sich Fertigungstechnologien, Werkstoffe und Systementwurf gegenseitig stark beeinflussen und damit immer parallel betrachtet werden müssen. In der seriellen Darstellung innerhalb der vorliegenden Arbeit wird dieser Aspekt dadurch berücksichtigt, dass zunächst die technologischen Randbedingungen vor-

gestellt werden. Innerhalb der beiden folgenden Entwurfskapitel wird bewusst nur kurz auf die Fertigung eingegangen und schließlich die Technologieforschung unter Kenntnis des bereits dargestellten Entwurfs ausführlich beschrieben. Auf diese Weise kann die enge Verknüpfung von Entwurf und Herstellungstechnologien trotz serieller Darstellung abgebildet werden.

Dem Gesamtkonzept folgen zwei Entwurfskapitel zu den elektrothermischen Mikroaktoren (siehe Kapitel 4) und dem magnetostatisch bistabilen elektrischen Kontaktsystem (siehe Kapitel 5). Die Kapitel beschreiben die thermischen, mechanischen und magnetischen Grundlagen, die erarbeiteten analytischen und numerischen Modelle und die damit mögliche Optimierung der Teilsysteme in Richtung der gewünschten Anwendung. Für die elektrothermischen Mikroaktoren findet die Modellbildung sowohl statisch als auch dynamisch statt. Am Ende beider Kapitel steht jeweils der modellbasierte Entwurf der Teilsysteme für die in dieser Arbeit betrachtete Mikrorelaisanwendung. Die Modelle werden dabei mit Messungen an aufgebauten Funktionsmustern verglichen und auf ihre Gültigkeit hin validiert. Den Abschluss beider Kapitel stellt jeweils ein Ausblick auf den Einsatz der Mikroaktoren bzw. der bistabilen Kontaktsysteme in einer Matrixanordnung dar.

Im sechsten Kapitel wird die im Rahmen der Arbeit durchgeführte Prozessentwicklung beschrieben, die hier allgemeinen Charakter aufweist und auf eine Vielzahl weiterer Mikrosysteme übertragbar ist. Dabei werden vor allem die Aspekte von kostenoptimierter Mikrotechnik, von robuster Mikrogalvanoformung und von Dickschicht-UV-Tiefenlithographie im Detail diskutiert. Basierend auf diesen Forschungsergebnissen wird im nächsten Kapitel eine umfassende Beschreibung der Fertigung von Relais- und Relaismatrixdemonstratoren dargestellt (siehe Kapitel 7). Die Charakterisierung der aufgebauten Labormuster wird in Kapitel 8 ausführlich dargestellt. Die dabei ermittelten Leistungsdaten können in vielen Punkten an die Daten klassischer Signalrelais anschließen.

Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung der erzielten Ergebnisse und gibt einen Ausblick auf weitere Forschungsfelder, wie beispielsweise das bereits beantragte BMBF-Projekt VIPER (siehe Kapitel 9). Zum einen werden weitere Einsatz- und Optimierungsmöglichkeiten des entwickelten neuartigen bistabilen Mikrorelais aufgezeigt, zum anderen werden für das erarbeitete Systemkonzept alternative Fertigungsverfahren und für die erarbeiteten Herstellungsprozesse weitere Dickschicht-Mikrosysteme vorgeschlagen.

Die erzielten Forschungsergebnisse können daher wegweisend für einen wachsenden Anteil aktiver Mikrosysteme innerhalb des MEMS-Markts sein.

2 Stand der Technik zu Mikrorelais

Bereits im Jahr 1978 stellt Petersen [45] mikromechanische Systeme auf Siliziumbasis vor und erwähnt dabei zum ersten Mal integrierte Mikrorelais. Ein Jahr später präsentiert er ein eigenes Relaiskonzept [36] und eröffnet damit die wissenschaftliche und industrielle Forschung auf diesem Gebiet, welche bis heute anhält. Seit Petersen wurden über 80 unterschiedliche MEMS-Relais veröffentlicht und teilweise industriell umgesetzt. Auf Grund der über dreißigjährigen Geschichte existieren diverse Abhandlungen, die den Stand der Technik zusammenfassen und übersichtlich darstellen.

Wood [46] diskutiert 1998 den Bedarf an Mikrorelais, mögliche Anwendungsbereiche und wichtige Kennwerte. Am Beispiel von Kraftfahrzeugen mit über 150 elektromechanischen Relais macht er deutlich, dass eine Miniaturisierung unabdingbar ist. Vor allem weil die Alternative - Solid State Relays (SSR) - den guten Eigenschaften von klassischen Relais nur mit großem Aufwand und hohen Kosten nahe kommen können. Die Miniaturisierung wird durch den Einsatz von MEMS-Technologien ermöglicht, die ein Zusammenrücken von mechanischen und elektronischen Komponenten zulassen. Wichtige Eigenschaften, wie die Kraft-Weg-Kennlinie der Mikroaktorik oder der Kontaktwiderstand, werden diskutiert. Wood stuft realistische Stellwege von MEMS-Aktoren im Bereich von 10 bis 20 μm ein, was eine Isolationsfestigkeit von etwa 400 V mit sich bringt. Das zentrale Problem bei Mikrorelais ist die Kontaktkraft, die sich direkt auf den Kontaktwiderstand auswirkt. 1998 liegen Kontaktwiderstände im Bereich von mehreren hundert Milliohm. Anwendungen sieht Wood beim Umschalten von Messstellen, d. h. beim Automated Testing Equipment (ATE), in der Telekommunikation und im Automobilbereich. Er kommt zu dem Schluss, dass Mikrorelais ein hohes wirtschaftliches Potential aufweisen, aber vor allem beim Gehäuse der komplexen mikromechanischen Systeme noch Forschungsbedarf besteht.

Im Jahr 2004 erscheinen drei große Zusammenstellungen zum Stand von Mikrorelais und Hochfrequenz-MEMS-Schaltern. Rebeiz [47] gibt eine umfassende Übersicht über MEMS-Schalter für den Hochfrequenzbereich. Im Unterschied zu Mikrorelais weisen die dort vorgestellten Schalter auch kapazitive Konzepte auf und benötigen daher nicht zwangsweise ohmsche Kontakte. Auch Oberhammer [48] veröffentlicht im selben Jahr seine Dissertation zu MEMS-Relais für den Hochfrequenzbereich und gibt unter anderem einen guten Überblick über Antriebs- und Gehäusekonzepte. Thielicke [42] stellt in seiner Dissertation den Stand zu Mikrorelais mit ohmschen Kontakten vor, gibt Definitionen zu wesentlichen Kenngrößen und ordnet sein eigenes elektrostatisches Mikrorelais dort ein. Darüber hinaus ist keine aktuellere Zusammenfassung zum Stand der Technik bekannt. Die vorliegende Arbeit soll daher alte Veröffentlichungen aufgreifen, die Übersicht bis 2012 fortführen, neue Entwicklungen unter anderem im Bereich der Antriebsprinzipien und der Leistungsfähigkeit aufzeigen und Grenzen von Mikrorelais darstellen.

2.1 Mikroaktorik als zentrales Relaiselement

Neben Wood stellen auch andere Autoren die Mikroaktorik als zentrales und entscheidendes Element von Mikrorelais heraus [42, 46]. Die Leistungsdaten sowohl des Last-, als auch des Steuerkreises werden maßgeblich durch die eingesetzten Antriebe bestimmt. Im Steuerkreis werden vor allem notwendige Steuerspannungen und -ströme beeinflusst, d. h. sowohl die Energieeffizienz als

auch die Kompatibilität zur umgebenden Elektronik. Die Auswirkungen des Aktorprinzips auf den Lastkreis sind in Abbildung 2.1 graphisch veranschaulicht. Die Zusammenhänge zwischen Aktorkraft und Schaltstrom bzw. Aktorhub und Schaltspannung werden in den folgenden Abschnitten detailliert dargestellt.

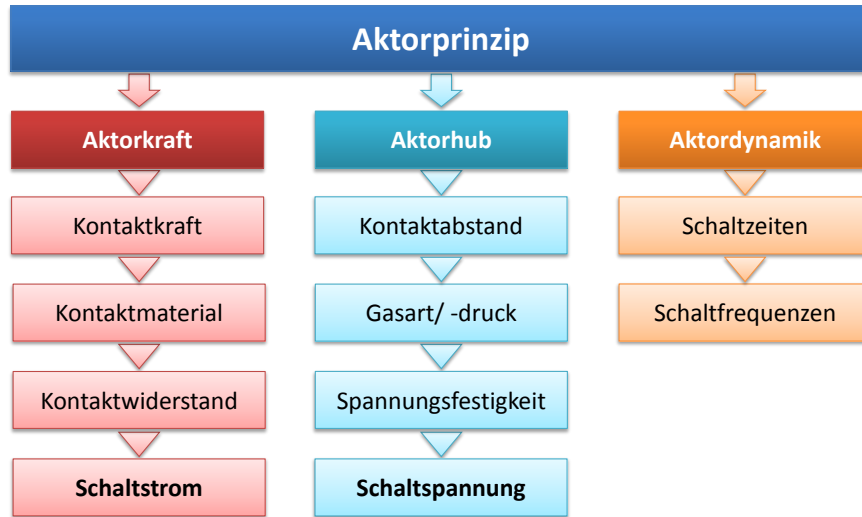


Abbildung 2.1: Einfluss der Mikroaktorik auf wesentliche Mikrorelais Eigenschaften.

2.1.1 Aktorkraft und Schaltstrom

Die vom Mikroaktor erzeugte Kraft begrenzt die maximal mögliche Kontaktkraft F_K von MEMS-Relais. Je höher die Kontaktkraft, desto niedriger ist der resultierende Kontaktwiderstand R_K und damit auch die ins Kontaktsystem eingekoppelte thermische Leistung $P_{\text{therm}} = I_L^2 R_K$. Der maximal mögliche Schaltstrom I_L wird daher maßgeblich durch die entstehende Joule'sche Erwärmung des Kontaktsystems begrenzt. Seit Holm [49] im Jahr 1958 fundamentale Grundlagen zur Kontakttheorie vorgestellt hat, haben sich viele weitere Autoren mit elektrischen Kontakten beschäftigt. Dazu gehören Schimkat [50], Hyman [51], Vinaricky [52], Norberg [53], Oberhammer [54], Read [55] und Broue [56].

Der Kontaktwiderstand R_K setzt sich nach [49] aus den Anteilen Engewiderstand R_E und Fremdschichtwiderstand R_F zusammen:

$$R_K = R_E + R_F \quad (2.1)$$

Ein zusätzlicher, durch Fehler im Kristallgitter der Grenzflächen verursachter, Widerstand liegt laut Holm im Bereich von $10^{-8} \Omega$ und kann daher in den meisten Fällen vernachlässigt werden. Bedingt durch die Oberflächenrauigkeiten der Kontaktflächen bilden sich bei Kontaktannäherung einzelne Berührungspunkte – sogenannte a-Spots – aus, was in Abbildung 2.2 veranschaulicht ist. Die Summe aller a-Spot-Einzelflächen mit den Radien a_i stellt die wirksame Kontaktfläche A_W dar. Diese ist deutlich kleiner als die scheinbare Kontaktfläche A_S , die der makroskopischen Kontaktgeometrie entspricht. Der Engewiderstand mit ρ als spezifischem Materialwiderstand wird durch die Einschnürung der Stromlinien an den einzelnen a-Spots hervorgerufen:

$$R_E = \frac{\rho}{2 \sum_i a_i} \quad (2.2)$$

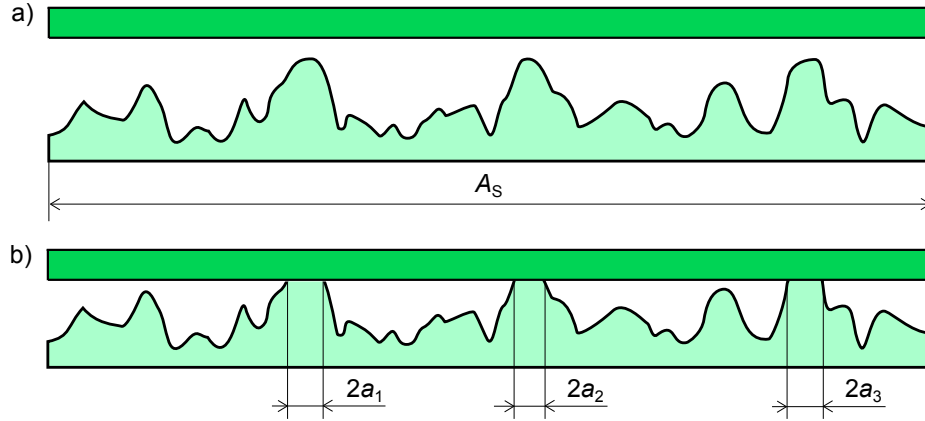


Abbildung 2.2: Bildung von a-Spots mit den Radien a_i bei der Annäherung von elektrischen Kontakten durch plastische und elastische Verformung: a) vor Annäherung und b) bei Kontaktschluss.

Beim Annähern der Kontaktflächen entstehen je nach eingprägter mechanischer Spannung drei verschiedene Verformungsmodi der a-Spots. Anfangs ist der plastische Modus am wahrscheinlichsten. Dieser kann nach dem Abbott-Firestone Modell [49], wie in Gleichung 2.3 dargestellt, beschrieben werden. Dabei ist H die Meyer-Härte des weichen Materials. Der Engewiderstand eines Punktkontakts ist also direkt proportional zur zweiten Wurzel der Kontaktkraft (vgl. Gleichung 2.4):

$$a = \sqrt{\frac{A_W}{\pi}} = \sqrt{\frac{F_K}{H\pi}} \quad (2.3)$$

$$R_E = \rho \sqrt{\frac{\pi H}{4 F_K}} \sim \sqrt[2]{\frac{1}{F_K}} \quad (2.4)$$

Nach einigen Schaltspielen sind die Kontaktflächen soweit plastisch verformt, dass ein Übergang vom plastischen über den plastisch-elastischen hin zum elastischen Verhalten stattfindet. Dieses Verhalten beschreibt Holm mit Hilfe der Hertzschen Theorie zur Berührung elastischer Körper. Setzt man gleiche Kontaktstücke voraus, vereinfacht sich der Ausdruck für die a-Spot-Radien zu Gleichung 2.5. Dabei sind ν die Poisson-Zahl und E der Elastizitätsmodul der Kontaktwerkstoffe. Im elastischen Kontaktfall verhält sich der Engewiderstand, wie in Gleichung 2.6 gezeigt, direkt proportional zur dritten Wurzel der Kontaktkraft (vgl. Gleichung 2.6):

$$a = 0,91 \sqrt[3]{F_K \frac{1 - \nu^2}{E}} \quad (2.5)$$

$$R_E = \frac{\rho}{1,82} \sqrt[3]{\frac{E}{1 - \nu^2} \frac{1}{F_K}} \sim \sqrt[3]{\frac{1}{F_K}} \quad (2.6)$$

Die vorgestellten Zusammenhänge stellen eine gute Näherung für den Engewiderstand dar und werden in [52] ausführlich diskutiert. Komplexere Modelle sind zum einen in [49] zu finden, zum anderen gibt es neuere Arbeiten, die sich mit Einzelaspekten rund um die Kontakttheorie beschäftigen. Jensen [57] und Lafontan [58] beschäftigen sich mit ballistischen Kontakten, bei denen die mittlere freie Weglänge der Elektronen groß gegenüber dem a-Spot-Radius ist. Hier

wird die Leitfähigkeit maßgeblich durch den Sharvin-Widerstand [59] bestimmt. Liegt die freie Weglänge der Elektronen im Bereich der a-Spot-Radien, kann der Wexler-Widerstand [60] herangezogen werden, der eine Interpolation zwischen Holm und Sharvin darstellt. Die dort verwendete langsam fallende Gammafunktion wird von Mikrajuddin [61] gelöst. Das zeitabhängige thermomechanische Kriechen des Kontakts kann über die Gleichung von Brown [62] berücksichtigt werden. Die von Greenwood [63] betrachtete gegenseitige Beeinflussung von einzelnen a-Spots bleibt im einfachen Modell ebenfalls unberücksichtigt. Simulationen von unterschiedlich gefertigten Kontaktmaterialien im Hinblick auf zu erwartende Engwiderstände stellt Leidner [64] vor.

Der Fremdschichtwiderstand kann durch halbleitende oder mechanisch tragende Fremdschichten mit hohem Widerstand erzeugt werden. Der Betrag des Widerstands hängt maßgeblich von der Art und Ausprägung der Fremdschicht ab und kann daher nicht allgemeingültig berechnet werden. Dabei können sowohl chemische (z. B. Stickstoffhäute), als auch physikalische (z. B. Abbrandniederschläge) Anlagerungen auftreten. Durch Fritten [49] des Kontakts können Fremdschichten teilweise entfernt werden. Dabei werden die schlecht leitenden oder isolierenden Schichten durch eingeprägte elektrische Leistung mechanisch und thermisch zerstört. Durch eine entsprechende Kontaktgeometrie kann der Fremdschichtwiderstand auch im Betrieb mechanisch (z. B. durch Reiben [65]) klein gehalten werden.

Neben der theoretischen Modellbildung beschäftigen sich viele Arbeiten auch mit der messtechnischen Charakterisierung von Kontaktwiderständen. Angus [66] untersuchte bereits 1962 eine große Vielzahl von Materialien und Oberflächenpräparationsmethoden für miniaturisierte elektrische Kontakte. Auch der Einfluss von Alterung auf den Kontaktwiderstand steht im Fokus. Die betrachteten Kontaktkräfte liegen im Bereich von etwa 10 μN bis 50 mN. Beale [67] beschäftigt sich mit sehr kleinen Kontaktkräften und Mikrokontakten. Hier wird eine Kontaktverschmelzung zwischen einem gesputterten Goldkontakt und dem Goldsubstrat beobachtet. Die Proben verschmelzen bereits bei 10 nN und bieten einen stabilen Kontaktwiderstand von 10 Ω . Hannoe [68] untersucht gesputterte Gold-, Silber- und Palladiumkontakte auf ebenen Siliziumsubstraten. Ein stabiler Kontaktwiderstand entsteht für Gold bei 100 μN mit 90 m Ω , für Silber bei 500 μN mit 40 m Ω und für Palladium bei 600 μN mit 450 m Ω . Hyman [51] untersucht Goldkontakte mit Kräften bis 1 mN und unterschiedlichem Strombelag. Eine größere Kontaktfläche lässt den Kontaktwiderstand entsprechend der Theorie sinken. Schimkat [50] verwendet für die Kontaktkraft-Kontaktwiderstands-Messungen metallische Nieten und keine mikrotechnisch gefertigten Kontakte. Er beobachtet, dass die notwendigen Kontaktkräfte stark materialabhängig sind. Reine Goldkontakte neigen zum „Kleben“ und benötigen 2,7 mN zum Öffnen. Die Messungen weisen sehr ähnliche Daten wie bei Hannoe [68] auf. Die Legierung aus Gold und Nickel (AuNi5) eignet sich laut Schimkat sehr gut als Kontaktmaterial, weil sie eine höhere mechanische Stabilität aufweist und zum Schließen und Öffnen ähnliche Kräfte (ca. 0,3 mN) benötigt werden.

Die Vorbehandlung bzw. Reinigung des Kontakts hat wesentlichen Einfluss auf den Kontaktwiderstand. Voevodin [69] verbessert die Goldkontakte durch eine Beschichtung mit Nanopartikeln. Der Kontaktwiderstand bleibt im Vergleich zu den unbeschichteten Proben über einen deutlich längeren Zeitraum stabil bei 300 m Ω . Read [55] zeigt umfassende Messungen, die allerdings deutlich höhere Kräfte (mN-Bereich) benötigen, um stabile Kontaktwiderstände im Bereich von zweistelligen Milliohmwerten zu erzeugen. Hier werden vorwiegend gesputterte und galvanisch abgeschiedene dünne Schichten untersucht. Gesputtertes Gold weist bei einer Kontaktkraft von 3 mN je

nach realisierter Schichtdicke unterschiedliche Widerstände auf: $100\text{ m}\Omega$ bei 100 nm und $30\text{ m}\Omega$ bei 500 nm . Broue [70] untersucht Mikrokontakte für Mikroschalter im Hinblick auf verschiedene Kontaktmaterialien (Ru/Ru, Au/Au, Rh/Rh, Au/Ru, Au/Ni), unterschiedliche Kräfte ($1\text{ }\mu\text{N}$ bis 6 mN) und Lastströme ($0,01\text{ mA}$ bis 100 mA). Dabei resultieren unterschiedliche Lastströme in deutlichen Kontaktwiderstandsunterschieden bis zu einem Faktor von zwei. Die Theorien von Holm und Wexler stimmen dabei nur bezüglich ihrer Tendenz mit den Experimenten überein, die absoluten Werte sind im Experiment deutlich höher. Chen [71] betrachtet Kontaktwiderstände im Hinblick auf Materialien (Ir/Ir, Ru/Ru, Au/Ir, Au/Ru, Au/Au) und Kräfte ($1\text{ }\mu\text{N}$ bis 1 mN). Laut Chen ist ein stabiler Kontakt ab $300\text{ }\mu\text{N}$ möglich. Auch hier hat die Vorbehandlung des Kontakts einen signifikanten Einfluss auf den Kontaktwiderstand bis zu einem Faktor von 50.

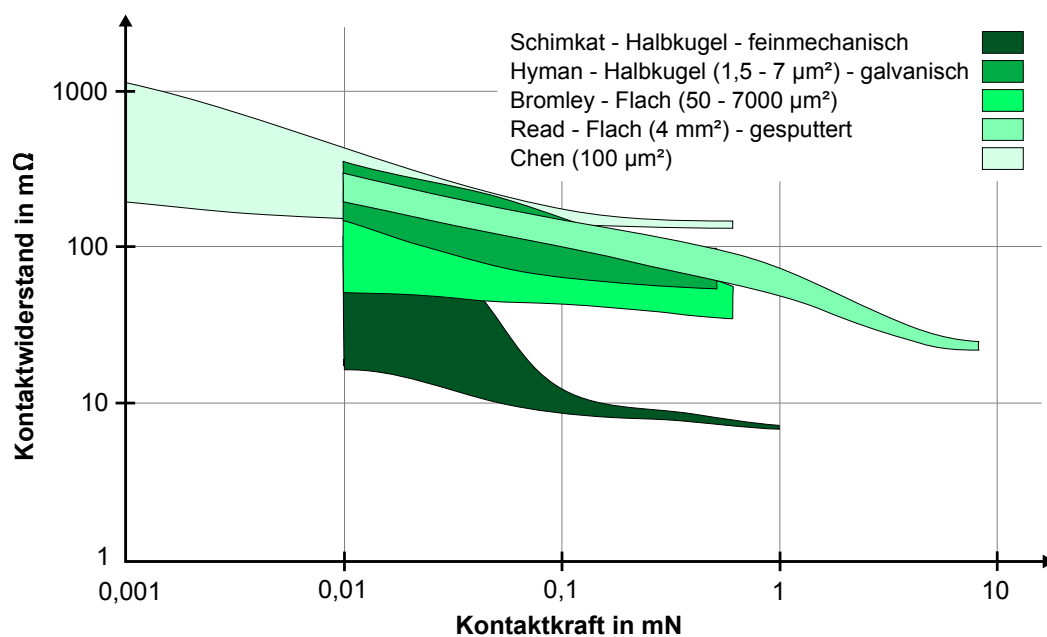


Abbildung 2.3: Zusammenstellung von Kontaktwiderständen für Gold/Gold-Kontakte aus [50, 51, 55, 71, 72].

Die Messdaten der einzelnen Quellen weichen deutlich voneinander ab, was in Abbildung 2.3 exemplarisch für reine Gold/Gold-Kontakte dargestellt ist. Dieser Umstand ist im Wesentlichen auf die Messunsicherheit der Charakterisierungsmethode, der Kontaktgeometrie, der Kontaktvorbehandlung und der Fertigungstechnologie des Kontakts zurückzuführen. Hosaka [73] veröffentlicht beispielsweise Werte, deren qualitativer Kontaktwiderstandsverlauf mit anderen publizierten Werten übereinstimmt, quantitativ aber um ca. $2\text{ }\Omega$ darüber liegt. Berücksichtigt man das breite Spektrum an veröffentlichten Werten, kann bei entsprechender Materialwahl (AuNi5) ein stabiler elektrischer Kontakt ab etwa $450\text{ }\mu\text{N}$ hergestellt werden. Beim Einsatz von reinem Gold kann zwar die Kontaktkraft auf etwa $100\text{ }\mu\text{N}$ reduziert werden, dafür muss die Kraft zum Öffnen des Kontakts größer als $2,7\text{ mN}$ sein. Oberhammer [54] geht gezielt auf diesen Unterschied zwischen schließender und öffnender Kraft ein und gibt einen Überblick über verschiedene Materialien.

2.1.2 Aktorhub und Schaltspannung

Im Gegensatz zur Kontaktkraft, ist der Aktorhub unmittelbar für den maximal möglichen Kontaktabstand verantwortlich und bestimmt damit neben Art und Druck des eingesetzten Schutzgases die Isolationsfestigkeit des Lastkreises (vgl. Abbildung 2.1). Die Isolationsfestigkeit wird dabei über die Durchbruchspannung definiert, die Paschen [74] für unterschiedliche Gase, Drücke und Kontaktabstände messtechnisch bestimmte. Townsend [75] leitete 1915 die Gleichung für die Durchschlagspannung U_D mit der Ionisationsenergie der Gasatome E_I , dem Radius eines Ions r_I , dem Druck p , der Boltzmann-Konstante k_B , der Temperatur T , der Anzahl der Elektronen γ , der Elementarladung e und dem Plattenabstand d her:

$$L = \frac{\pi r_I^2}{k_B T} \quad (2.7)$$

$$U_D = \frac{L p d E_I}{e (\ln(L p d) - \ln(\ln(1 + \gamma^{-1})))} \quad (2.8)$$

Die von Paschen und Townsend veröffentlichten Daten sind auf den Bereich kleiner $6 \mu\text{m}$ nicht anwendbar (vgl. Abbildung 2.4). Messungen – unter anderem von Schimkat [50], Torres [76] und Slade [77] – zeigen, dass die Isolationsfestigkeit in diesem Bereich nahezu linear mit dem Kontaktabstand ansteigt.

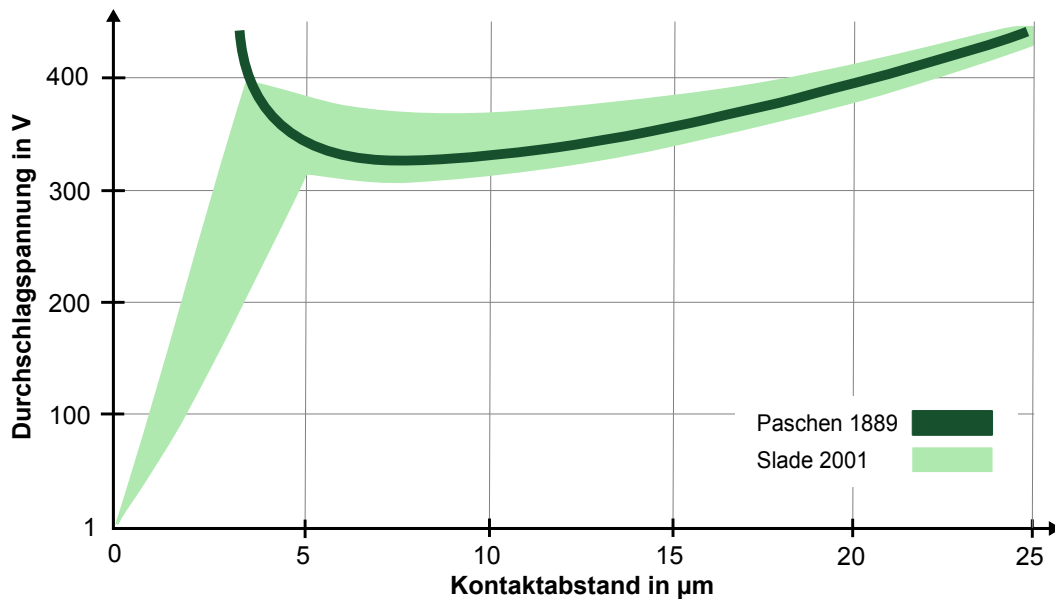


Abbildung 2.4: Vergleich der Paschenkurve [74] mit Messwerten von Slade [77] für kleine Abstände von wenigen Mikrometern bei Normaldruck.

Für Abstände größer als $6 \mu\text{m}$ gilt die klassische Lawinentheorie von Townsend. Bei kleineren Abständen, wie in Abbildung 2.5 dargestellt, spielen lokale Feldkonzentrationen an Strukturkanten und Oberflächenrauigkeiten eine signifikante Rolle. Dabei werden elektrische Felder bis zu einer Größenordnung von $10^4 \text{ V}/\mu\text{m}$ erreicht. Die dadurch austretenden Elektronen erhitzen den Emissionspunkt bis zum Siedepunkt, worauf ein Lichtbogen im entstehenden Metaldampf zündet. Wenn diese Entladung von der Kathode ausgeht, spricht man von einem kurzen säulenlosen Kathodenbogen [78]. Eine vollständige Zusammenfassung zu Mechanismen ruhender und schaltender Kontakte stellt Vinaricky [52] vor.

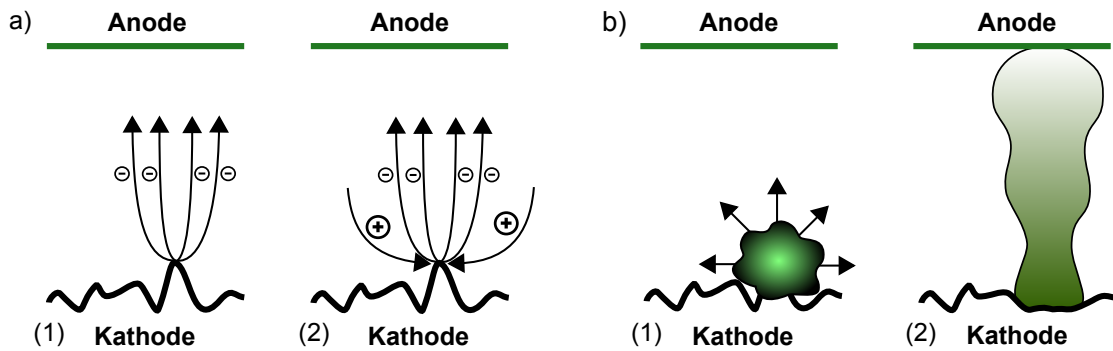


Abbildung 2.5: Erklärung der Abweichung der Paschenkurve zum realen Verhalten auf Grund der Feldüberhöhung an Oberflächenrauigkeiten von Materialien nach [77, 78]: a) vor dem Durchschlag: (1) im Vakuum nehmen Feldstärke und Emissionsstrom mit der Spannung zu, (2) im Gas kommt zusätzlich eine geringe Stoßemission dazu und b) Durchschlag und Bogenzündung: (1) die hohe Emissionsstromdichte führt zur Explosion des Emissionspunktes und Metaldampf hohen Drucks, (2) kathodischer Bogenfußpunkt führt zu Lichtbogen im Metaldampf.

Neben dem Kontaktabstand sind nach Paschen auch der Gasdruck und die Gasart für die Isolationsfestigkeit ausschlaggebend. Johler vergleicht einen schaltenden Kontakt unter Betrieb in zwei verschiedenen Schutzgasen: Stickstoff und Schwefelhexafluorid (SF_6). Beim Einsatz von SF_6 kann die Isolationsfestigkeit knapp verdoppelt werden [79]. Auch durch das Erhöhen des Systemdrucks um eine Größenordnung kann die Durchschlagspannung um ca. eine Größenordnung erhöht werden [74]. Diese Option ist laut Fröhlich [80] nur bedingt anwendbar, weil die Produktionskosten dadurch deutlich steigen würden. Um eine robuste Isolationsfestigkeit von mehr als 300 V zu erreichen, ist es daher empfehlenswert den Kontaktabstand größer als $6\text{ }\mu\text{m}$ und das Schutzgas SF_6 bei Normaldruck zu wählen. Der realisierte Aktorhub sollte daher größer als $6\text{ }\mu\text{m}$ sein.

2.2 MEMS-Relais und verwendete Antriebe

Die Mikroaktorik mit den beiden Größen Aktorhub und Aktorkraft beeinflusst - wie in Abbildung 2.1 dargestellt - wesentliche Systemeigenschaften und stellt das zentrale Element in einem MEMS-Relais dar. Der Stand der Technik zu Mikrorelais mit ohmschen Kontakten wird deshalb nach ihren Antriebsprinzipien sortiert dargestellt. Im Vergleich zu älteren Relaisübersichten gibt es seit 2011 die ersten Konzepte [81] mit piezoelektrischen Antrieben. Grund für das zeitlich sehr späte Erscheinen dieses Prinzips ist die vergleichsweise aufwendige mikrotechnische Fertigung im Nutzen. Bis heute basieren mehr als die Hälfte der veröffentlichten Mikrorelais auf elektrostatischen Antrieben. Eine Übersicht über die prozentuale Aufteilung der beschriebenen 82 MEMS-Relais ist in Abbildung 2.6 dargestellt. Auf Grund der großen Anzahl an veröffentlichten Konzepten umfasst die folgende Zusammenfassung auch galvanisch nicht getrennte Schalter, die im eigentlichen Sinne der Definition keine Relais sind.

2.2.1 Elektrostatische Relais

Im Gegensatz zur Makrowelt spielen elektrostatische Antriebsprinzipien, bedingt durch positive Skalierungseffekte, in der Mikrowelt eine große Rolle. Sie basieren auf der elektrostatischen Anziehungskraft von Ladungen, was für eine Parallelplattenanordnung (vgl. Abbildung 2.7 a) in

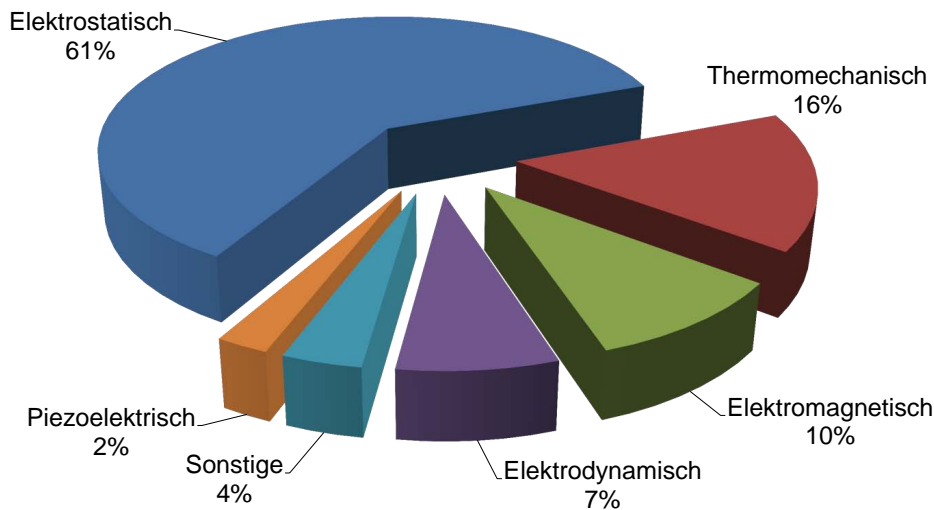


Abbildung 2.6: Aufteilung der 82 betrachteten Mikrorelais im Stand der Technik unterteilt nach Antriebsprinzipien.

Gleichung 2.11 verdeutlicht wird. Dabei ist C die Kapazität der Plattenanordnung, die sich über die Plattenfläche $A = xy$, den Plattenabstand z und die elektrische Feldkonstante ϵ_0 berechnet. Mit Hilfe des Prinzips der virtuellen Verschiebung kann die resultierende Kraft F_z in quadratischer Abhängigkeit der Steuerspannung U dargestellt werden. Das Weg-Kraft-Diagramm (vgl. Abbildung 2.7 b) weist einen invers proportionalen Zusammenhang auf, der die Eignung vor allem bei sehr kleinen Plattenabständen deutlich macht. Je nach Form und Bewegungsrichtung der Elektroden existieren unterschiedliche Ausprägungen dieses Antriebskonzepts, z. B. in Form eines Wanderkeilaktors [82].

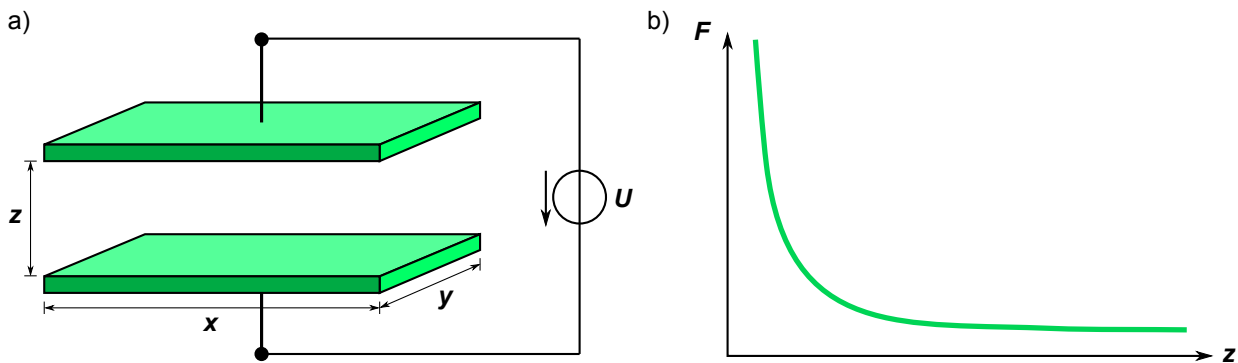


Abbildung 2.7: Elektrostatisches Antriebsprinzip: a) Parallelplattenanordnung und b) qualitatives Weg-Kraft-Diagramm.

$$C = \epsilon_0 \frac{A}{z} = \epsilon_0 \frac{xy}{z} \quad (2.9)$$

$$W = \frac{1}{2} C U^2 = \frac{1}{2} \epsilon_0 \frac{A}{z} U^2 \quad (2.10)$$

$$F_z = \frac{\partial W}{\partial z} = \frac{U^2}{2} \frac{\partial C}{\partial z} = -\epsilon_0 \frac{A}{2z^2} U^2 \quad (2.11)$$

Die erzeugte Kraft steht bei elektrostatischen Mikrorelais in quadratischem Zusammenhang zur Steuerspannung U . Sie wird daher nur durch die Durchschlagfestigkeit des verwendeten isolierenden Dielektrikums begrenzt und beträgt in der Literatur bis zu 150 V [83]. Hohe Spannungen dieser Art sind problematisch, weil entsprechende Treiberbausteine benötigt werden, die aus typischen Spannungsebenen der Mikroelektronik (z. B. 5 V) die entsprechend benötigte Spannung generieren. Bei De Silva werden dazu sowohl der Spannungstreiber (von 3 auf 60 V) als auch das Mikrorelais hybrid in einem Gehäuse (vgl. Abbildung 2.8 a) integriert [84, 85]. Wie in Abbildung 2.8 b dargestellt, ergibt sich die hohe Steuerspannung aus dem großen Elektrodenabstand und der starren Elektrodenplatte. Die hybride Integration von Treibern ist sowohl kosten- als auch bauraumintensiv und wird immer mehr durch Konzepte mit niedrigeren Steuerspannungen abgelöst. Sowohl Xu [86] als auch Kam [87] zeigen Mikrorelais, die nativ mit 5 V Steuerspannung betrieben werden können. Die notwendigen Leistungen und Ströme im Steuerkreis liegen bei allen elektrostatischen Relais im Mikrowatt- bzw. Mikroamperebereich. Eine durchschnittliche Betriebsspannung der unterschiedlichen Relais kann mit 50 V angegeben werden.

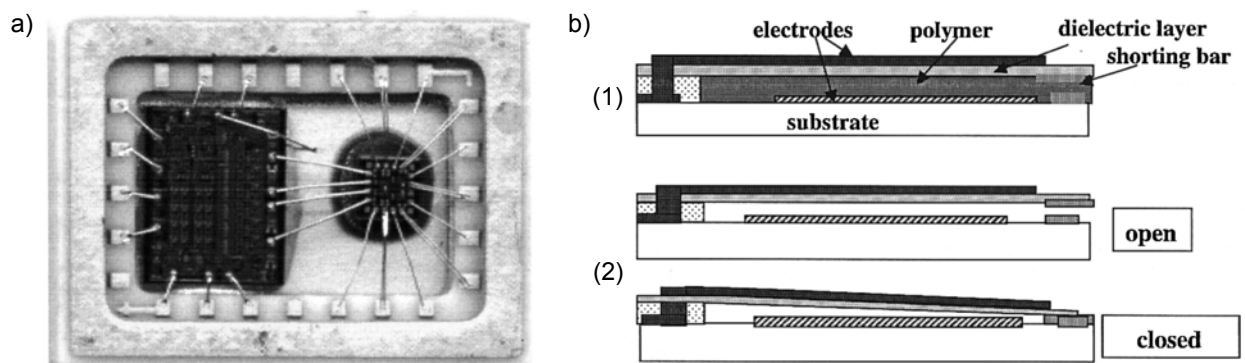


Abbildung 2.8: Hybride Integration von elektrostatischem Mikrorelais und Treiberbaustein: a) Foto des gehäuseten HF-MEMS mit integriertem Treiberbaustein und b) schematischer Querschnitt durch das Relais (1) vor und (2) nach Entfernung der polymeren Opferschicht [85].

Die mechanische Umsetzung des elektrostatischen Konzepts ist in der Literatur unterschiedlich gelöst. Beim Wanderkeilantrieb [88, 89] wird die Abrollbewegung einer flexiblen auf einer festen Elektrode mit dazwischen befindlicher Isolierung genutzt. Dabei ergibt sich zu jeder Zeit ein Bereich mit geringem Elektrodenabstand und daher großer Anziehungskraft. Eine Ausprägung dieses Prinzips stellt [82] in Form von intrinsisch vorgespannten Nickelbiegern (vgl. Abbildung 2.9 a) vor. Die schematische Darstellung des Mikrorelais ist in Abbildung 2.9 b) gezeigt, bei welcher der Nickelbieger gleichzeitig die Funktion der Feder zur Erzeugung der Rückstellkraft übernimmt. Zur galvanischen Trennung von Steuer- und Lastkreis wird eine isolierende mechanische Kupplung aus dem Negativresist SU-8 eingesetzt, die an der einen Seite am Nickelbieger und an der anderen Seite am elektrischen Kontaktsatz befestigt ist.

Neben der Wanderkeilaktorik kommen auch eine an Federn aufgehängte Elektrodenplatte [90] und ein durch ein Festkörpergelenk drehbar gelagerter starrer Bieger [91] zum Einsatz. Beide Ausprägungen weisen die Problematik eines anfänglich großen Elektrodenabstands auf, der durch hohe Steuerspannungen überwunden werden muss, bis es zum Pull-In kommt. In Abbildung 2.10 a) ist eine Realisierung mit Elektrodenplatte dargestellt, die über zwei seriell gekoppelte Federn aufgehängt ist. Die Nulllagefeder sorgt auf Grund ihrer kleinen Federkonstanten lediglich für die

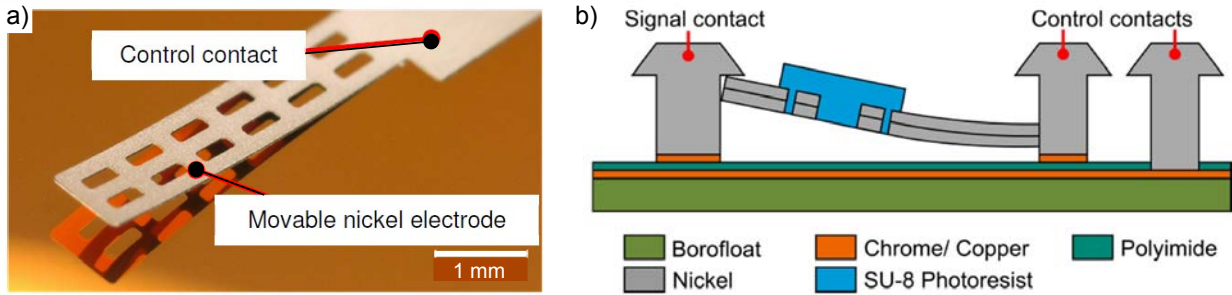


Abbildung 2.9: Elektrostatisch aktuiertes Mikrorelais mit Wanderkeilantrieb: a) Foto von einem freistehenden intrinsisch vorgespannten Nickelbieger und b) schematischer Querschnitt des Relais mit Kontaktsystem und galvanischer Trennung von Steuer- und Lastkreis [82].

Aufhängung der Elektrode an der gewünschten Position. Die Rückstellfeder zieht die Elektroden wieder auseinander, wenn die Steuerspannung weggenommen wird und muss daher eine hohe Federkonstante aufweisen. Die nichtlineare Federkraft sorgt in Verbindung mit der quadratischen Abhängigkeit vom Elektrodenabstand für eine möglichst niedrige Ansteuerspannung. Das Rasterelektronenmikroskop-Bild (REM-Bild) des aufgebauten Relais ist in Abbildung 2.10 b) dargestellt.

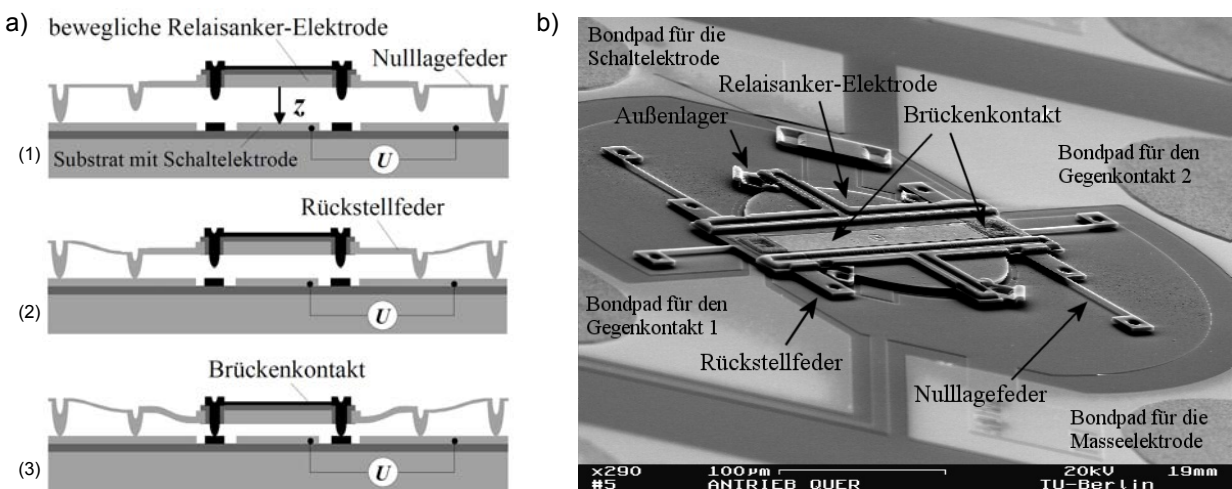


Abbildung 2.10: Elektrostatisches MEMS-Relais mit Brückenkontakt: a) Schematischer Querschnitt eines Einschaltvorgangs (1) Halten des Brückenkontakts durch dünne Nulllagefedern mit sehr kleiner Federkonstante. (2) Aufsetzen der Rückstellfedern mit großer Federkonstante. (3) Schließen des elektrischen Kontakts über die Kontaktbrücke und b) REM-Aufnahme der Gesamtanordnung [42].

In der Literatur finden sich neben den aus der Substratebene heraus aktuierten Relais auch Varianten, die sich lateral in der Substratebene bewegen. Dazu gehören beispielsweise elektrostatische Kammantriebe [92]. Um die Steuerspannung niedrig und die erzeugte Kraft groß zu halten, wird hier eine Vielzahl von Elektrodenpaaren parallel geschaltet. Die aktive Elektrodenfläche wird auf diese Weise vergrößert. Das in Abbildung 2.11 a) dargestellte Antriebskonzept beruht auf einer Plattenverschiebung und nicht auf Plattenanziehung [93]. Die Kammstrukturen werden dabei

über einen Tieftrockenätzprozess (DRIE) gefertigt, welcher in Abbildung 2.11 b) in vier Schritten gezeigt ist. Das gefertigte Relais ist als REM-Aufnahme in Abbildung 2.11 c) zu sehen.

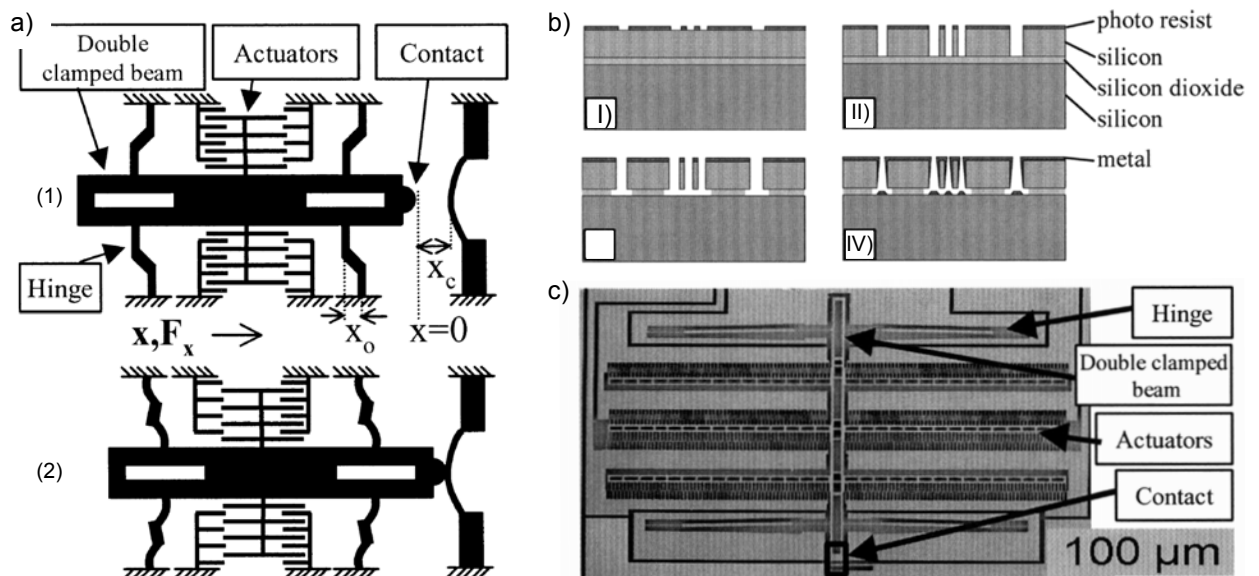


Abbildung 2.11: Bistabiles Mikrorelais mit mechanischem Schnappmechanismus: a) Schematische Draufsicht auf (1) offenen und (2) geschlossenen Schalter mit dem Kontaktabstand x_c und der Kraft F der elektrostatischen Kammantriebe. Der federgelagerte Balken bewegt sich dabei in x -Richtung, b) schematischer Querschnitt mit Fertigungsprozessschritten: (I) Silicon On Insulator-Substrat (SOD) mit strukturiertem Photoresist, (II) Tieftrockenätzen des Siliziums bis zum Isolator, (III) Entfernen der Opferschicht (Isolator), (IV) Entfernen des Photoresist und Beschichten mit Metall und c) REM-Aufnahme (Draufsicht) des bistabilen Relais. [92].

Neben den Kammantrieben existieren auch spezielle laterale Antriebe, wie elektrostatisch gezogene Quecksilbertropfen [94]. Hier findet eine Funktionsintegration von Antrieb und Schaltkontakt statt, was in Abbildung 2.12 a) als Draufsicht und in b) als Querschnitt verdeutlicht wird. Der Lastkreis wird dabei über den elektrostatisch angezogenen Quecksilbertropfen geschlossen. Eine galvanische Trennung kann in diesem Fall nicht realisiert werden, da der Tropfen eine elektrische Verbindung zwischen Last- und Steuerkreis darstellt. In Abbildung 2.12 c) ist eine REM-Aufnahme der beiden Schaltzustände des Mikrorelais zu sehen. Unklar ist bei diesem Konzept die Anfälligkeit gegen externe Beschleunigungen, z. B. durch Verkippen und damit die Lageänderung zum Gravitationsvektor. Typische Kontaktabstände bei elektrostatischen Prinzipien liegen im Bereich von 0,1 µm bei Kam [87] bis hin zu 60 µm bei Schiele [83]. Prinzipbedingt sind die Aktorhübe und damit die möglichen Kontaktabstände aber eher klein und liegen durchschnittlich bei 6,5 µm.

Wie bereits bei Shen [94] gezeigt, sind viele veröffentlichte Mikrorelais keine Relais im eigentlichen Sinne [91, 95–97]. Die fehlende galvanische Trennung zwischen Last- und Steuerkreis verletzt einen wesentlichen Aspekt der Relaisdefinition und schränkt die Anwendungsbereiche dieser aktuierten Schalter deutlich ein. Gründe für den Verzicht auf galvanische Trennung liegen meist in der deutlich geringeren Komplexität des Fertigungsprozesses, manchmal auch am gewählten Antriebskonzept (z. B. elektrostatisch aktuierte Quecksilbertropfen) selbst. Zavracky zeigt eine umfassende Arbeit, in der sowohl mit drei Anschlusspins galvanisch nicht getrennte (vgl. Abbildung 2.13 a),

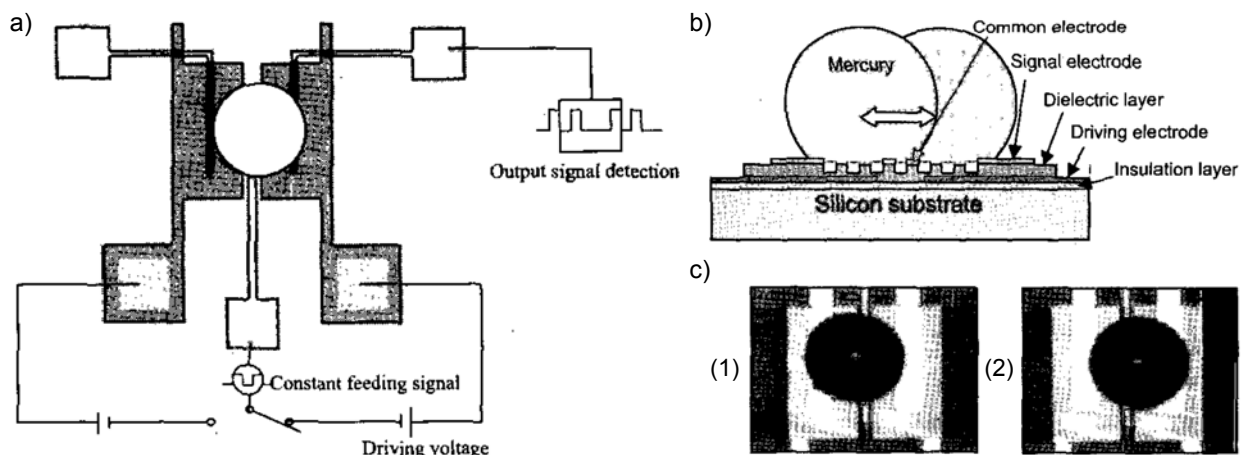


Abbildung 2.12: Elektrostatisches Mikrorelais mit Quecksilberkontakt: a) Schematische Draufsicht auf den elektrischen Testaufbau, b) schematischer Querschnitt mit beiden Schaltzuständen und c) Fotos vom gefertigten Mikrorelais in (1) linkem und (2) rechtem Schaltzustand [94].

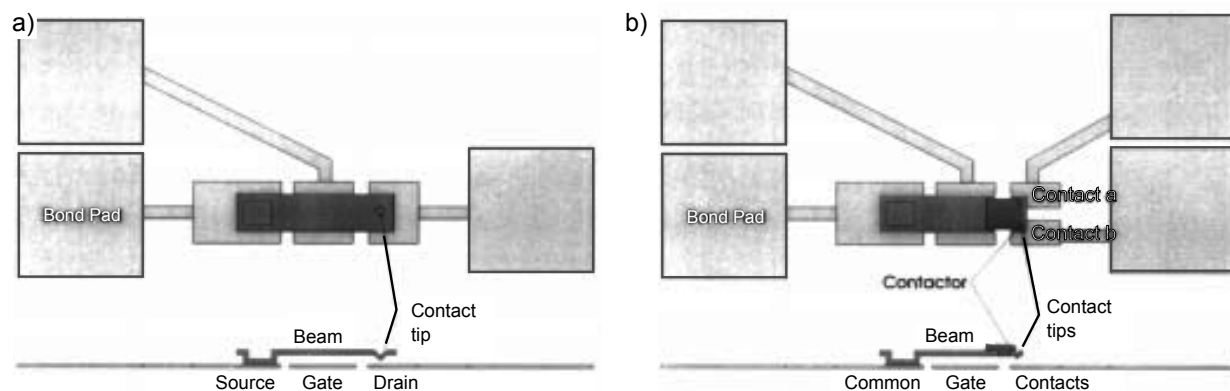


Abbildung 2.13: Elektrostatisch aktuiertes Mikrorelais mit und ohne galvanische Trennung: Schematische Draufsicht (oben) und Querschnitt (unten) von a) der galvanisch nicht getrennten Variante mit drei elektrischen Anschlüssen und b) der galvanisch getrennten Variante mit vier elektrischen Anschlüssen und einer Isolierung zwischen Aktorbalken und Kontaktbereich [98].

als auch mit vier Anschlusspins getrennte (vgl. Abbildung 2.13 b) Varianten vorgestellt werden [98].

Zur Erhöhung der Kontaktlebensdauer und zur Steigerung der schaltbaren Last werden in der Literatur zum Mikrorelais parallel geschaltete Funkenlösch- bzw. Funkenunterdrückungskreise vorgeschlagen [99]. Schaltbare Ströme von über 1 A [99, 100] bzw. über 5 A [101] sind auf diese Weise realisierbar. Die galvanische Trennung geht auf Grund der diodenbasierten Parallelschaltung unabhängig von der Art des Mikrorelais verloren. In Abbildung 2.14 a) ist das Mikrorelais von Keimel [101] dargestellt. Abbildung 2.14 b) zeigt die elektrische Verschaltung von Steuer- und Lastkreis, die Diodenbrücke und das MEMS-Schaltelement. Eine weitere Möglichkeit zur Steigerung der schaltbaren und tragbaren Last ist die gezielte Beeinflussung der Kontakttemperatur. Ozkeskin [102, 103] schafft es, die Wärmeabfuhr aus dem Kontaktbereich über Kühlrippen und einen angebrachten Miniaturkühler zu erhöhen und damit den Grenzstrom auf 1 A zu steigern. In

Abbildung 2.15 a) ist der Aufbau des Mikrorelais als CAD-Zeichnung dargestellt. Abbildung 2.15 b) und c) sind REM-Bilder des gefertigten Relais vor und nach der Kontaktmontage.

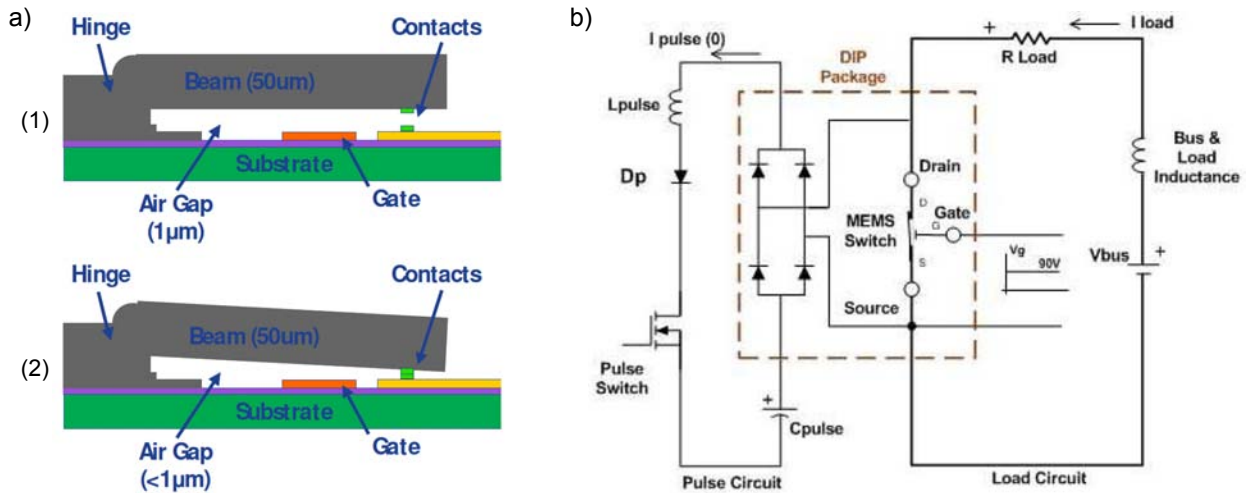


Abbildung 2.14: Elektrostatisches Mikrorelais mit paralleler Funkenlöschschaltung: a) Schematischer Querschnitt des Mikrorelais in (1) offenem und (2) geschlossenem Zustand und b) elektrischer Schaltplan der hybrid in einem Gehäuse integrierten Funkenlöschschaltung. Die Diodenbrücke wird durch einen kurzen Puls in den leitfähigen Zustand gebracht, übernimmt den Strom des Lastkreises und ermöglicht den funkenfreien stromlosen Schaltvorgang [101].

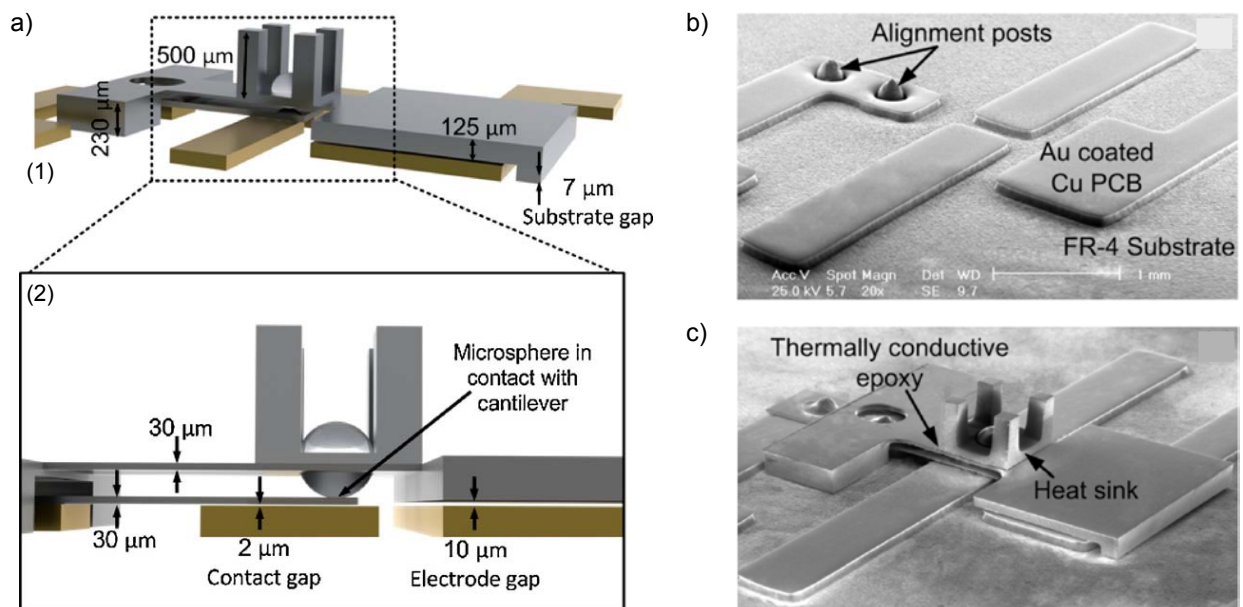


Abbildung 2.15: MEMS-Relais mit Miniaturkühler auf alternativem FR-4 Platinenmaterial: a) (1) Isometrische schematische Zeichnung (2) Seitenansicht des Relais mit elektrostatischem Plattenantrieb, Mikrokugel als Krafteinleitung bzw. galvanische Trennung und Kühlstrukturen über dem Kontaktbereich, b) REM-Bild der ersten Leiterbahnebene auf FR-4-Substrat und c) REM-Bild des mit thermisch leitfähigem Epoxid montiertem Mikrorelais [102].

Die elektrostatisch erzeugten Kontaktkräfte erstrecken sich über eine weite Spanne. Der Bereich beginnt bei $1\mu\text{N}$ [42, 104] und erstreckt sich aktuell bis $5,9\text{mN}$ [105]. Durchschnittlich liegen

die Kontaktkräfte bei etwa 1,2 mN. Die mittels dieser Kontaktkräfte erzeugten Kontaktwiderstände umfassen auch einen großen Bereich von 4 m Ω bei Song [105] bis hin zu 8,1 k Ω bei Kam [87]. Der Durchschnittswert liegt bei etwa 270 Ω . Das Mikrorelais von Song (vgl. Abbildung 2.16) weist den bisher niedrigsten veröffentlichten Kontaktwiderstand auf. Die dafür verantwortlichen Einflussfaktoren sind die weiche Lagerung des Kontaktsystems auf Benzocyclobuten (BCB) und die mit 5,9 mN sehr hohe Kontaktkraft.

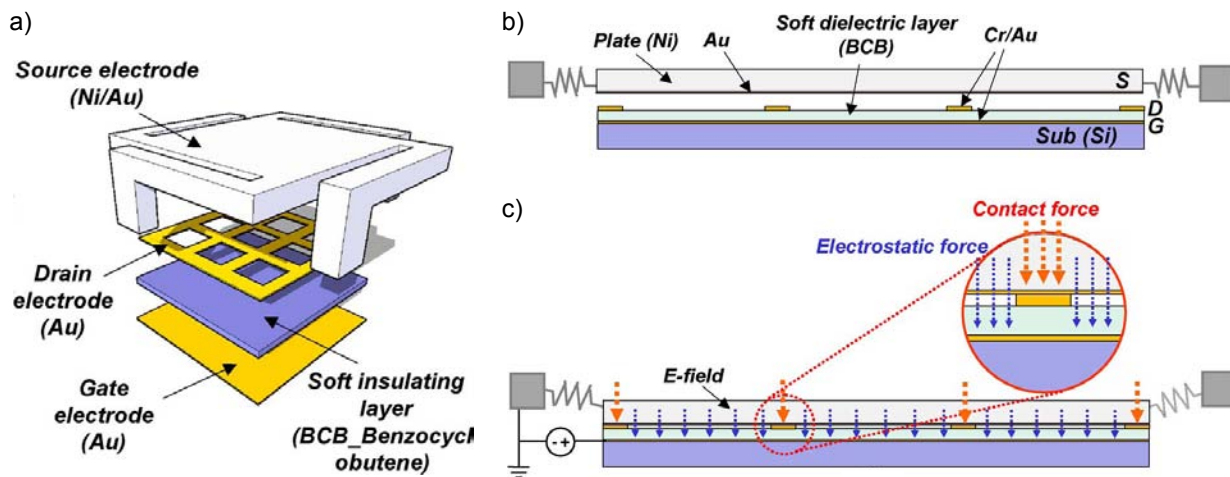


Abbildung 2.16: Elektrostatiches Mikrorelais mit dem aktuell niedrigsten Kontaktwiderstand von 4 m Ω : a) Schematische CAD-Zeichnung des Relais mit nachgiebig gelagerten Goldkontakten, b) schematischer Querschnitt im geöffneten Zustand und c) im geschlossenen Zustand mit vergrößertem Kontaktbereich [105].

Neben dem eigentlichen Kontaktwiderstand, der je nach Autor und Relaiskonzept unterschiedlich bestimmt wird, hat der Durchgangswiderstand auch einen wesentlichen Einfluss auf die schaltbaren Lasten. Durch lange und dünne Leiterbahnen bzw. Bonddrähte innerhalb eines Mikrorelais oder einer Relaismatrixanordnung, kann der für die Last sichtbare elektrische Widerstand um eine Größenordnung steigen. Der Kontaktwiderstand beträgt bei Braun [106] beispielsweise 0,22 Ω , der Durchgangswiderstand durch die Matrixanordnung dagegen 2,33 Ω . Die über die Gesamtanordnung schaltbare Last ist stark durch die eingekoppelte Wärmeleistung begrenzt. Die Isolationsfestigkeit von Last- zu Lastkreis bei offenen Kontakten ist häufig nicht angegeben. Unter normalen Laborbedingungen an Luft misst Miller [107] eine Isolationsfestigkeit von 327 V für sein Kontaktsystem, was bei einem Kontaktabstand von 16,9 μm gut der Paschentheorie entspricht. Noch seltener wird allerdings die Isolationsfestigkeit von Steuer- zu Lastkreis angegeben. Bei Schlaak [88] und Receveur [92] ist sie allerdings mit 500 V bzw. 150 V dokumentiert.

Elektrostatiches Mikrorelais sind prinzipbedingt sehr schnelle Schalter. Die veröffentlichten Schaltzeiten reichen von 0,37 μs bei Verger [108] bis 20 ms bei Wong [109]. Im Mittel liegen die Schaltzeiten bei etwa 1,5 ms. Vor allem bei den hier anzutreffenden großen Flächen wird die Schaltzeit maßgeblich von der Massenträgheit, der Dämpfung durch die Luft und der Neigung zum Prellen bestimmt. Spezielle Balkengeometrien wie bei Kim [91] sorgen für eine Reduzierung des Prellvorgangs und erhöhen auf diese Weise die Relaisgeschwindigkeit, was z. B. durch einen längs zum Balken angeordneten Kontakt (Dimple) realisiert ist, der die Luft zur Seite verdrängt (vgl. Abbildung 2.17 a). Die Abbildungen 2.17 b) und c) zeigen REM-Aufnahmen des gesamten Bie-

gers und eine entsprechende Ausschnittsvergrößerung des offenen Biegerendes. Auch bei diesem Relaiskonzept liegt keine galvanische Trennung vor. Auf Grund der kurzen Schaltzeiten lassen sich elektrostatische Mikrorelais sehr gut in Lebensdauerversuchen testen. Majumder [110] zeigt beispielsweise 10^{10} lastfreie Schaltspiele für sein Relais.

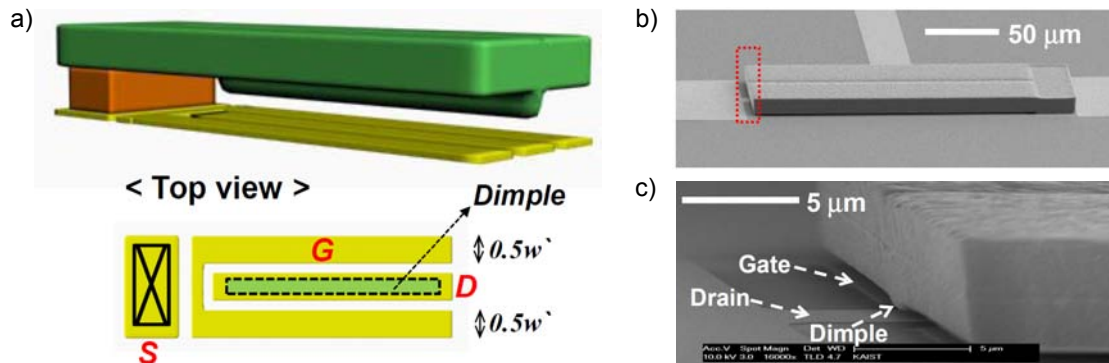


Abbildung 2.17: Sehr schnell schaltendes elektrostatisches Mikrorelais mit starrer Biegeelektrode: a) Schematische CAD-Zeichnung und Draufsicht auf die Elektrodenflächen mit (S)ource, (G)round und (D)rain, b) REM-Bilder des gefertigten Schalters und c) vergrößerte Ansicht der Biegerspitze [91].

Die in der Literatur veröffentlichten Mikrorelaisflächen überstrecken mehrere Größenordnungen. Das mit $80 \mu\text{m}^2$ bisher kleinste Mikro-Nano-Relais wird von Rubin [111] vorgestellt. Das obere Ende der Größenskala liegt ohne Gehäuse bei 9 mm^2 [101] und mit Gehäuse bei $15,6 \text{ mm}^2$ [112]. Vor allem im elektrostatischen Bereich ist der Trend zu kleineren Relais deutlich spürbar. Von Seiten des Antriebsprinzips ist dies durch die quadratische Abhängigkeit der Kraft vom Elektrodenabstand motiviert. Aus Sicht der Anwendung sollen diese kleinen mechanischen Schalter zukünftig Halbleiterschalter (Transistoren) dort ersetzen, wo raue Umgebungsbedingungen (z. B. hohe Temperatur, Strahlenbelastung) den Einsatz klassischer Logik erschweren oder unmöglich machen. Vertreter dieser Mikro-Nano-Relais stammen im Moment von Parsa [113], Verger [108] und Rubin [111]. Letztere Variante ist in Abbildung 2.18 a) als REM-Bild und b) als Funktionsprinzip dargestellt.

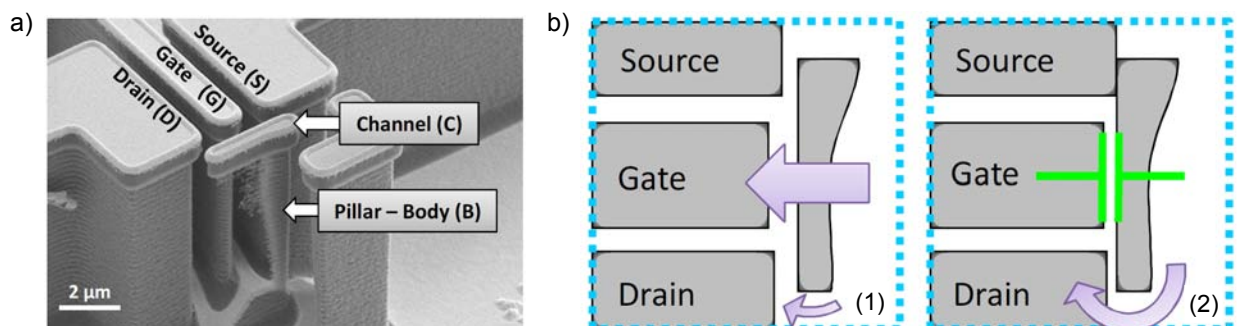


Abbildung 2.18: Elektrostatisches Mikro-Nano-Relais als digitaler Speicherbaustein: a) REM-Aufnahmen des aufgebauten Schalters mit vertikaler Torsionsfeder und b) schematische Draufsicht auf die Anordnung im (1) ausgeschalteten Zustand und (2) kurz vor Kontaktschluss zwischen Source und Drain [111].

Elektrostatische Antriebe sind bei fast allen Mikrorelais nicht an zusätzliche bistabile Mechanismen gekoppelt [114]. Grund hierfür ist die weitgehend leistungsfreie Haltung des geschalteten Zustands bei angelegter Steuerspannung. Problematisch wird diese Herangehensweise erst, wenn verlustbehaftete Spannungswandler die hohen Steuerspannungen zur Verfügung stellen müssen. In diesem Fall ergibt sich auch im statischen Fall eine nicht zu vernachlässigende Leistungsaufnahme. Einige wenige Konzepte beinhalten dennoch bistabile Komponenten. Dazu gehören mikrotechnisch gefertigte Schnappmechanismen [92] (vgl. Abbildung 2.11) und verhakende Mechanismen, wie bei Sterner [115] und Oberhammer [116]. Bei den verhakenden Systemen, wie sie beispielsweise in Abbildung 2.19 dargestellt sind, wird durch zeitlich koordinierte Ansteuerung von mindestens zwei Aktorelementen ein Öffnen und Schließen des Kontakts erreicht.

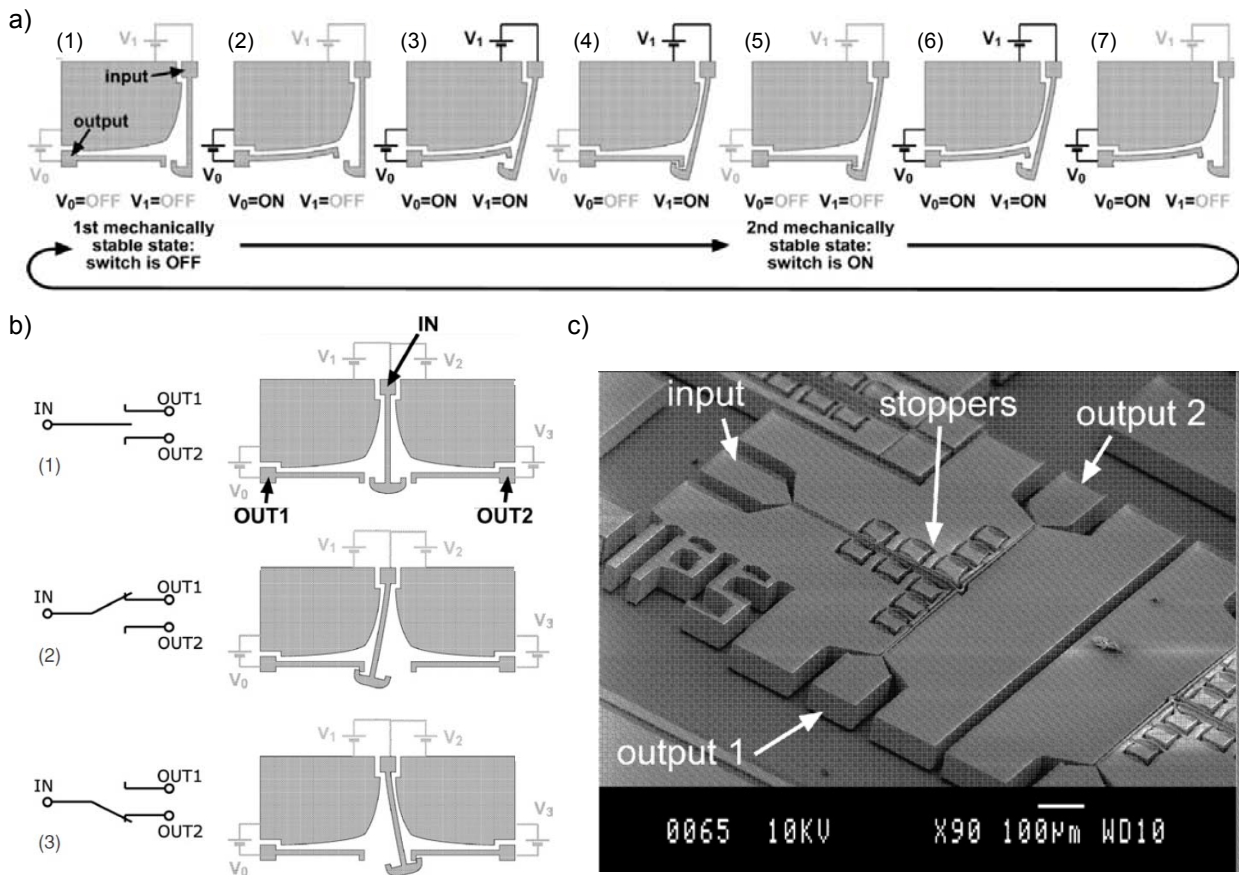


Abbildung 2.19: Elektrostatisches Mikrorelais mit mechanisch verhakendem Mechanismus für die Tristabilität: a) Funktionsweise des Verhakens gezeigt an einer Seite: (1) keine Spannung, kein mechanischer/ elektrischer Kontakt, (2) angelegte Spannung v_0 zieht Bieger 0 an, (3) angelegte Spannung v_1 zieht Bieger 1 an, (4) ausgeschaltete Spannung v_0 hakt Bieger 0 in Bieger 1 ein, (5) ausgeschaltete Spannung v_1 prägt Kontaktkraft ein, (6) angelegte Spannungen v_0 und v_1 starten das Öffnen, (7) ausgeschaltete Spannung v_1 enthakt Bieger und neuer Zyklus beginnt mit (1), b) schematische Darstellung der drei stabilen Schaltzustände inklusive der Schaltsymbole und c) REM-Bild des tristabilen Mikrorelais mit einem Eingang und zwei Ausgängen [116].

Viele Mikrorelais werden in der Literatur ohne finale Aufbau- und Verbindungstechnik (AVT), d. h. eine hermetische Gehäusung und die entsprechende elektrische Anbindung an umliegende Systeme dargestellt. Gerade im Bereich der elektrostatischen Mikrorelais sind diese Bestrebungen

auf Grund der starken Präsenz von Industrieunternehmen dennoch vergleichsweise weit fortgeschritten. Beispiele dafür sind Veröffentlichungen von Siemens [88], Omron [112], EG&G IC Sensors [117] oder Alcatel Space [95]. Beim zuletzt genannten Relais von Pothier liegt der Fokus trotz ohmscher Kontakte auf Hochfrequenzanwendungen. Das in Abbildung 2.20 dargestellte Konzept weist einen hohen Reifegrad auf und umfasst sowohl MEMS-Relais, als auch die entsprechende Gehäusung. Zum Einsatz kommt hier als Substratmaterial eine Keramik, die wie in Abbildung 2.20 b) gezeigt auch gleichzeitig als Gehäuse fungiert. Neben dem Relais von Pothier gibt es eine Reihe weiterer Veröffentlichungen, die auch ohmsche Kontakte aufweisen, aber primär für Hochfrequenzanwendungen entwickelt werden [97, 118–120]. Kang [121] stellt einen Chip mit vier Hochfrequenzrelais vor, die über elektrostatische Kammantriebe aktuiert werden (vgl. Abbildung 2.21 a). Dabei werden auch alle wesentlichen Hochfrequenzparameter gemessen und diskutiert, was exemplarisch in Abbildung 2.21 b) gezeigt ist.

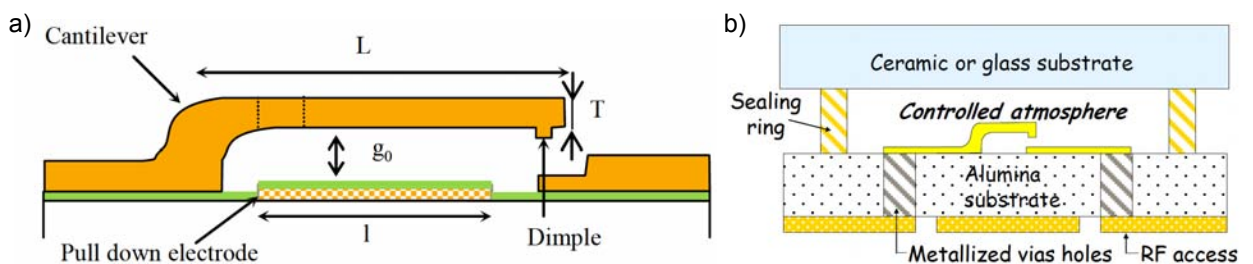


Abbildung 2.20: Elektrostatisches Mikrorelais mit vollständiger Aufbau- und Verbindungstechnik: a) Schematischer Querschnitt des vorgestellten Hochfrequenzrelais mit ohmschen Kontakten und b) schematischer Querschnitt durch das gehäuste MEMS-Bauteil auf Keramiksubstrat [95].

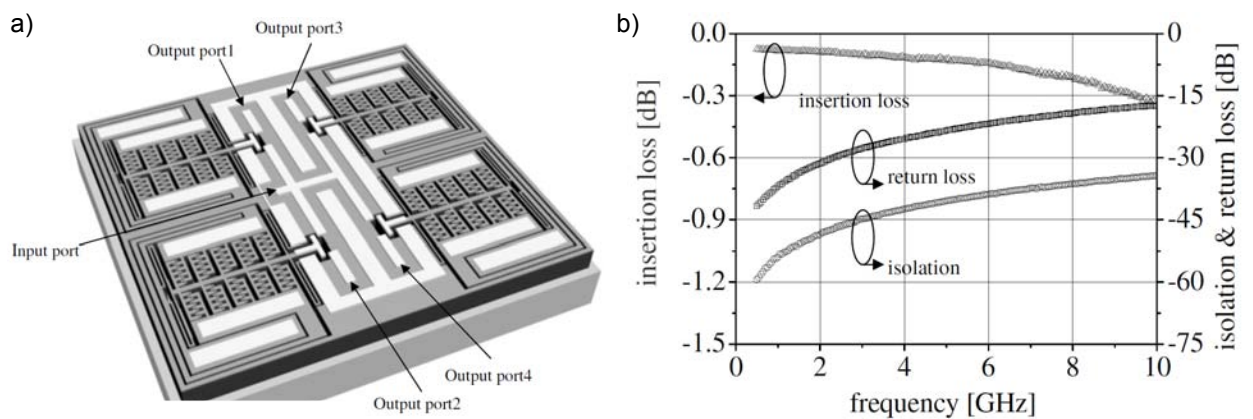


Abbildung 2.21: Elektrostatisches Mikrorelais für Hochfrequenzanwendungen mit vier ohmschen Kontakten: a) CAD-Zeichnung des vorgestellten Konzepts mit vier einzelnen Schaltern und b) exemplarische Hochfrequenzcharakteristik eines einzelnen Schaltelements [121].

Die Anzahl der schaltenden Kontakte pro Mikrorelais ist bei Kang [121] mit vier Stück, gemessen am Stand der Technik, am Höchsten. Wenn diese Kontakte nicht alle von außen zugänglich, sondern in definierter Weise im Mikrosystem verschaltet sind, kann von einer Matrixanordnung gesprochen werden. Auch diese Verknüpfung von Mikrorelais auf Substratlevel ist Gegenstand aktueller Forschung. Ein Beispiel dafür sind die elektrostatischen Mikrorelais und ihre Anordnung zu einer Telekommunikationsmatrix bei Braun [39]. Hier können, wie in Abbildung 2.22

a) dargestellt, eingehende physikalische Telefonleitungen auf beliebige ausgehende Leitungen geschaltet werden. Eine dreidimensionale Explosionszeichnung einer einzelnen Matrixzelle ist in Abbildung 2.22 b) gezeigt. Dabei sind immer zwei Schalter pro Matrixzelle vorgesehen, um jeweils ein Kupferadernpaar gleichzeitig umschalten zu können.

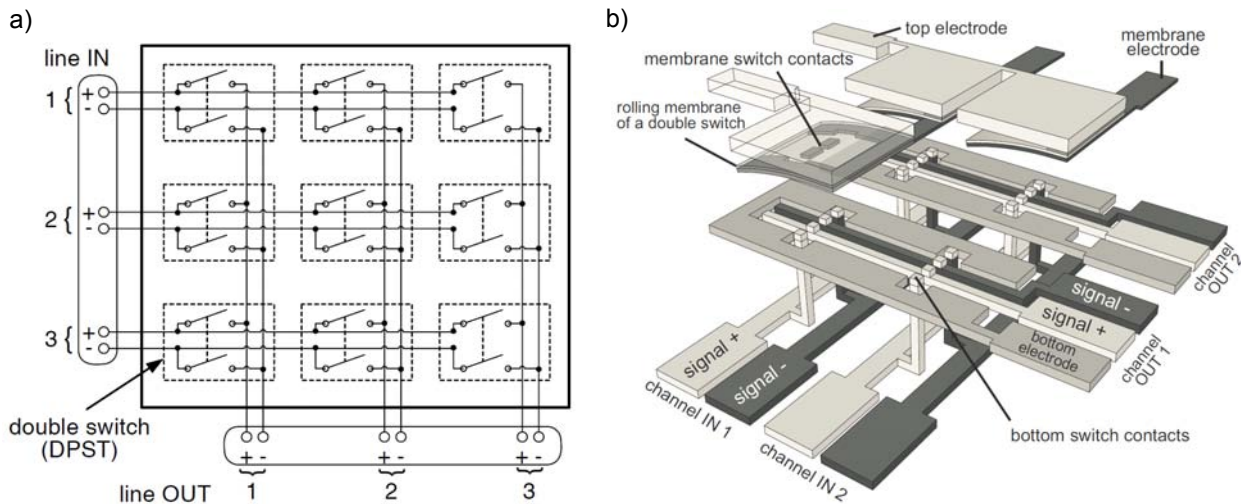


Abbildung 2.22: Elektrostatisch aktuierte Mikrorelaismatrix: a) Elektrischer Schaltplan der 3x3-Matrix aus Doppelschaltelementen zur Verbindung von Telekommunikationsleitungen und b) CAD-Zeichnung einer 2x2-Matrix mit den Signaleingängen auf der Unterseite, den Signalausgängen in der Mitte und den elektrostatischen Aktoren auf der Oberseite der Anordnung [39].

Silizium ist bei allen elektrostatischen Konzepten das dominierende Substratmaterial. Vereinzelt kommen, vor allem in den letzten Jahren, auch alternative und vor allem kostengünstigere Substratmaterialien wie Keramik [95] oder auch das Platinenmaterial FR-4 bei Ozkeskin [103] zum Einsatz.

2.2.2 Thermomechanische Relais

Thermomechanische Aktoren basieren auf der in Abbildung 2.23 a) dargestellten Wärmeausdehnung von Materialien. Der Zusammenhang der Längenänderung Δx und der Temperaturänderung $\Delta \vartheta$ wird durch den Wärmeausdehnungskoeffizient α beschrieben (vgl. Gleichung 2.15). Dieses Aktorprinzip ermöglicht vergleichsweise große Stellwege und Kräfte. Auf Grund der nicht zu vernachlässigenden Wärmekapazität des Ausdehnungskörpers und des vorhandenen Wärmeflusses an die Aktorumgebung, sind thermomechanische Aktoren meist deutlich träger als andere Prinzipien. Sie werden daher nur selten für dynamische Anwendungen eingesetzt, weisen aber (vgl. Abbildung 2.23 b) eine annähernd lineare Weg-Kraft-Kennlinie auf. Sowohl die Blockierkraft als auch die Leerlaufauslenkung hängen linear mit der Temperaturänderung und damit in guter Näherung der eingekoppelten Leistung zusammen.

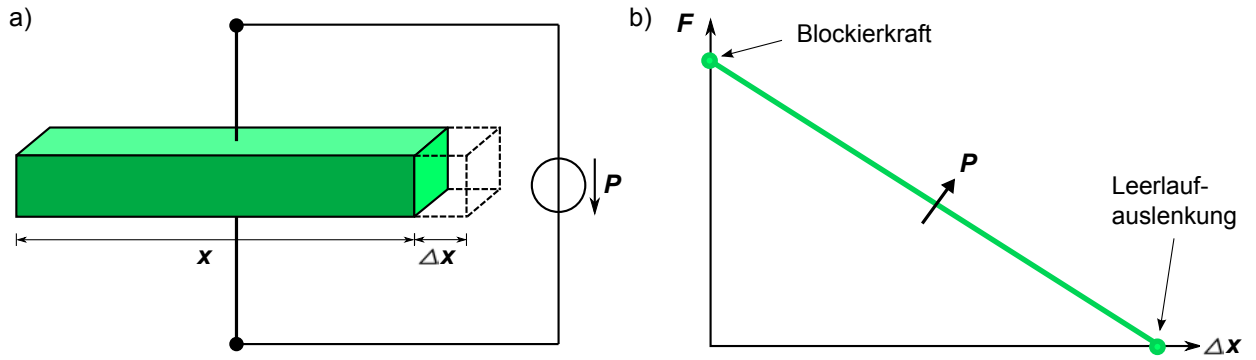


Abbildung 2.23: Prinzip der Längenausdehnung von Körpern nach Einprägen von thermischer bzw. elektrischer Leistung: a) Ausdehnungskörper und b) qualitatives Weg-Kraft-Diagramm.

$$\alpha = \frac{1}{x} \frac{\partial x}{\partial \vartheta} \quad (2.12)$$

$$x(\vartheta) = x(\vartheta_0) \exp \left(\int_{\vartheta_0}^{\vartheta} \alpha(\vartheta) d\vartheta \right) \quad (2.13)$$

$$x = x_0 \exp(\alpha \Delta \vartheta) \quad (2.14)$$

$$\Delta x \approx \alpha x_0 \Delta \vartheta \quad (2.15)$$

Bei elektrothermischen Mikrorelais ist die wesentliche Steuergröße die elektrische Leistung. Je nach Relaislayout und -größe liegen die veröffentlichten Angaben zwischen 12 mW bei Sun [122] und 935 mW bei Gomm [123]. Die durchschnittliche Leistungsaufnahme beträgt 220 mW. Die dafür notwendigen Heizströme reichen von 4,2 mA [42, 124] bis 300 mA bei Agrawal [125]. Im Mittel lässt sich ein Wert von 45 mA angeben. Die Größenordnung des Stromes und die notwendigen Spannungen (in den bekannten Veröffentlichungen durchschnittlich 14 V) lassen sich allerdings bei den meisten Konzepten durch Änderung des elektrischen Heizwiderstands in bestimmten Grenzen anpassen. Nur selten wird die schaltbare maximale Last veröffentlicht. Die vorliegenden maximalen Halteströme betragen 3 A bei Qiu [126–128], die maximal schaltbaren Ströme liegen bei 200 mA [129, 130].

Der Durchschnitt der in der Literatur genannten Kontaktabstände bei elektrothermisch aktuierten Relais beträgt 29 μm , was prinzipbedingt etwa Faktor 4,5 mal größer als bei elektrostatischen Varianten ist. Die Grenzen des Bereichs werden durch Qiu [128] mit 114 μm am oberen Ende und Shi [131] mit 3 μm am unteren Ende definiert. Das Funktionsprinzip und das REM-Bild des Mikrorelais von Shi ist in Abbildung 2.24 dargestellt. Dabei schließt ein über eine nicht leitfähige Polysiliziumstruktur gekoppelter Kniehebelaktor den elektrischen Kontakt. Auf Grund seiner vergleichsweise geringen Gesamtfläche von etwa 0,15 mm² ergibt sich der kleine Aktorhub und damit der geringe mögliche Kontaktabstand.

Auch bei den Kontaktkräften liegt der Durchschnitt mit 4 mN dreifach höher als bei elektrostatischen MEMS-Relais. Der Kontaktkraftbereich wird durch die beiden Grenzen 23,4 μN bei Gomm [123] und 20 mN bei Seki [132] flankiert. Seki setzt dabei einen beidseitig eingespannten Bieger ein, dessen schematischer Aufbau und Funktionsweise in Abbildung 2.25 dargestellt sind. Durch

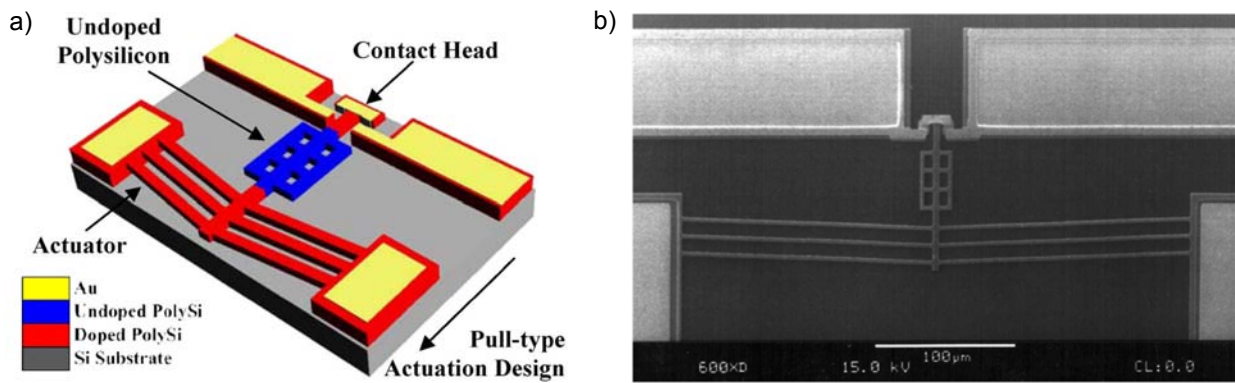


Abbildung 2.24: Elektrothermisches Mikrorelais mit sehr geringem Kontaktabstand von 3 µm: a) Schematische CAD-Zeichnung des vorgestellten Schalters mit Kniehebelaktor und galvanisch getrenntem Kontaktsystem und b) REM-Aufnahme des Mikrorelais [131].

das Erhitzen der oberen Polysiliziumschicht dehnt sich der Bieger aus und wölbt sich auf Grund seiner zweiseitigen Einspannung nach oben. Auf diese Weise werden die Kontakte bei dauerhafter Leistungseinkopplung geschlossen. Die Kontaktwiderstände sind, bedingt durch die größeren Kontaktkräfte, im Mittel mit $10,3 \Omega$ wesentlich niedriger als im elektrostatischen Fall. Der Kontaktwiderstandsbereich erstreckt sich von $60 \text{ m}\Omega$ [128] bis $49,2 \Omega$ [123]. Deutlich geringer sind dagegen die Schaltzeiten. Sie liegen im Bereich von $13 \mu\text{s}$ [131] bis 80 ms [125] und im Mittel bei 16 ms . Auch die Relaisflächen bleiben im elektrothermischen Bereich mit $0,5 \text{ mm}^2$ [122] bis 14 mm^2 [42, 133] größer.

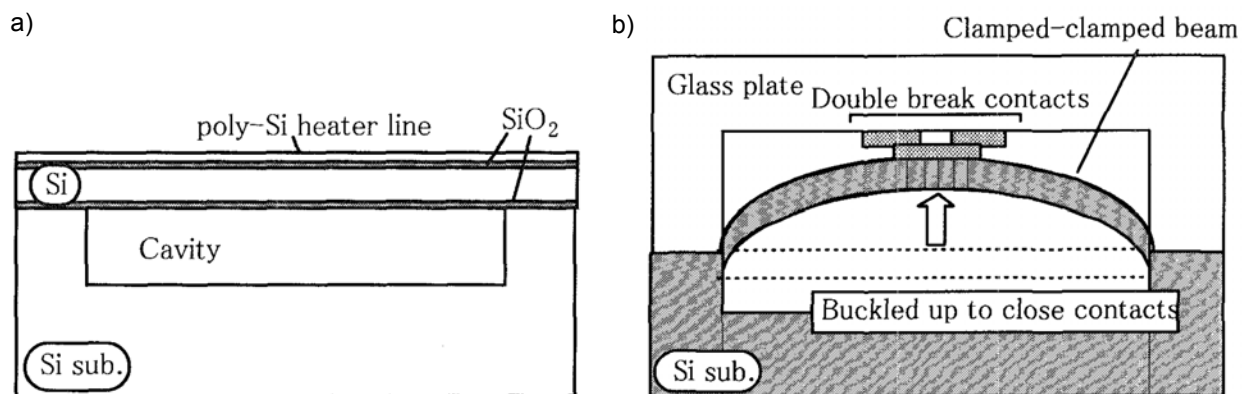


Abbildung 2.25: Thermomechanisches Mikrorelais mit sehr großer Kontaktkraft von 20 mN: a) Schematischer Querschnitt durch den beidseitig eingespannten thermischen Bimorphaktor und b) schematischer Querschnitt des gehäuteten Mikrorelais im eingeschalteten Zustand [132].

Trotz der großen Leistungsaufnahme von elektrothermischen Mikrorelais gibt es einige monostabile Konzepte, die zum Halten des Schaltzustandes dauerhaft elektrische Energie benötigen (z. B. [131, 132, 134]). Oft sind die elektrothermischen Antriebe jedoch an einen bistabilen Mechanismus gekoppelt, um die Energieaufnahme auf den Umschaltvorgang zu begrenzen. Im mechanisch bistabilen Fall existieren, wie auch bei elektrostatischen Relais, zwei Ausprägungen: das Verhaken von zwei aktuierten Elementen [122, 125] und das definierte Schnappen mit Festkörper- [128] oder Drehgelenken [123]. Die in Abbildung 2.26 a) dargestellten mikrotechnisch gefertigten Dreh-

gelenke gehen auf Baker [135] zurück. Gomm setzt sie in seinen elektrothermischen Mikrorelaisvarianten ein (vgl. Abbildung 2.26 b). Bei den dazu veröffentlichten Daten ist allerdings unklar, warum sich trotz unterschiedlicher Kontaktkräfte und -abstände identische Kontaktwiderstands- und Isolationsfestigkeitswerte in seiner Arbeit ergeben.

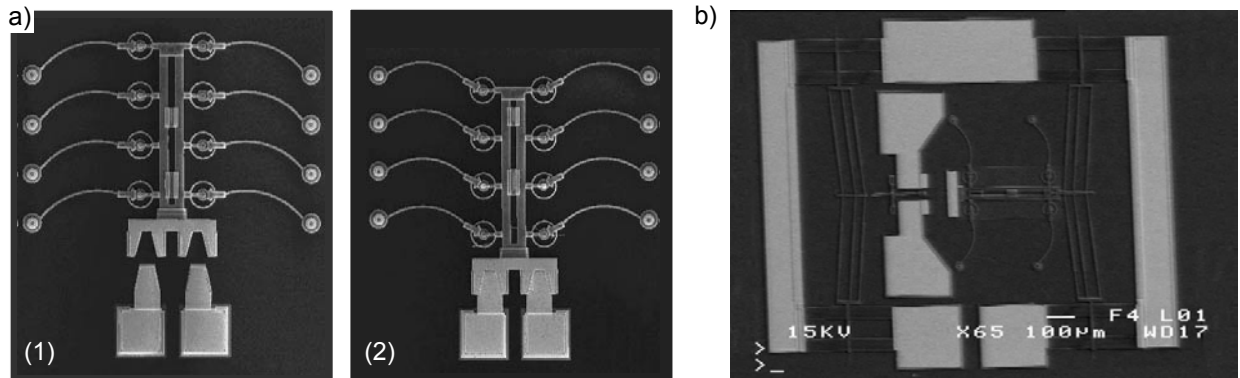


Abbildung 2.26: Elektrothermisch aktuiertes Mikrorelais mit mikrotechnisch gefertigten Drehgelenken nach [135]: a) REM-Aufnahmen des an Drehgelenken aufgehängten mechanischen Schnappmechanismus in (1) offenem und (2) geschlossenem Zustand und b) REM-Bild des vollständigen Mikrorelais mit Schnappmechanismus als zentrales Element [123].

Mikrotechnisch einfacher, aber auch energetisch ungünstiger, ist der auf Festkörpergelenken basierende Schnappmechanismus von Qui, der in Abbildung 2.27 a) dargestellt ist. Die beiden elektrothermischen Antriebe sind dabei über eine hysteresebehaftete mechanische Kupplung mit dem bistabilen Mechanismus verbunden, der das Kontaktsystem trägt. In Abbildung 2.27 b) sind REM-Aufnahmen des offenen und geschlossenen Kontakts dargestellt.

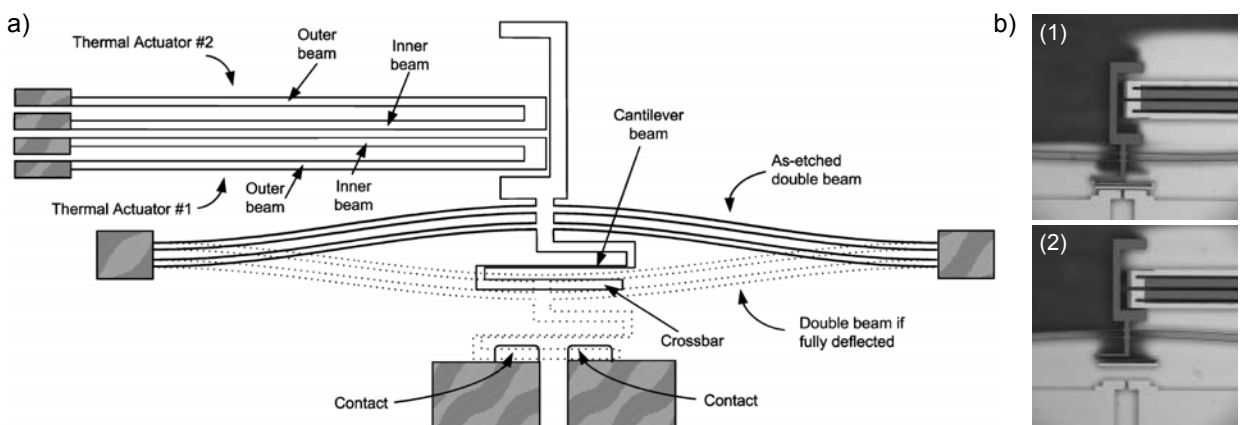


Abbildung 2.27: Elektrothermisches Mikrorelais mit mikrotechnischen Festkörpergelenken und großem Kontaktabstand: a) Schematische Draufsicht und b) REM-Aufnahmen des Kontaktbereichs in ein- (1) bzw. ausgeschaltetem (2) Zustand [128].

Neben mechanisch bistabilen Mechanismen gibt es innerhalb dieses Antriebsprinzips auch magnetisch bistabile Mechanismen [136–138]. Dabei wird die Kontaktkraft durch ein statisches Magnetfeld erzeugt, das über einen oder mehrere Permanentmagnete eingeprägt wird. Wu baut eine mechanische Wippe (vgl. Abbildung 2.28), die magnetostatisch den Kontaktsatz wahlweise auf der

einen oder anderen Seite schließt. Das Umschalten geschieht durch zwei elektrothermische Aktoren, die auf je eine Seite der Wippe drücken. Auf Grund der geringen magnetischen Energie und der dünnen Flussführung werden bei Wu nur sehr kleine Kontaktkräfte im Bereich von $50 \mu\text{N}$ erzielt. Neben mechanisch und magnetisch bistabilen Mechanismen existiert in der Literatur auch ein thermisch bistabiles Mikrorelais, das durch die Verdampfung eines Quecksilbertropfens schaltet [139]. Andere bistabile Mechanismen sind bisher nicht bekannt. Auffällig ist die unterschiedliche Komplexität der Fertigungsprozesse, z. B. vier Lithographiemaskenebenen bei [134] und zwölf Ebenen bei [138].

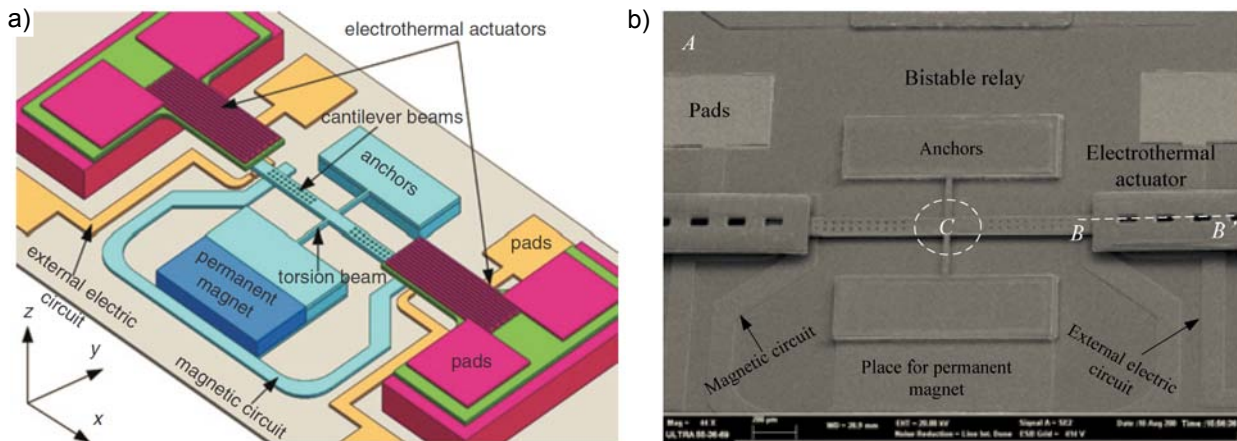


Abbildung 2.28: Magnetostatisch bistabiles elektrothermisch aktuiertes Mikrorelais: a) CAD-Zeichnung mit Permanentmagnet, magnetischer Flussführung, Kontaktwippe und zwei thermischen Mikroaktoren und b) REM-Aufnahmen des gefertigten Labormusters [136].

Die Längsdehnung beim elektrothermischen Prinzip wird in der Literatur auf unterschiedliche Weise in das entsprechend notwendige Verhältnis von Blockierkraft und Leerlaufauslenkung mechanisch übersetzt: Bei der Pseudobimorphstruktur [125, 128] wird einer der beiden Balken aktiv geheizt, was zu einer Auslenkung der Gesamtstruktur im Wesentlichen senkrecht zur Balkenlängsrichtung führt. Agrawal modifiziert diese Struktur so, dass der aktiv geheizte Balken aus zwei U-förmigen Einzelelementen besteht (vgl. Abbildung 2.29). Auf diese Weise kann der Heizstrom direkt durch die u-förmige Struktur fließen, was ein zusätzliches Heizelement überflüssig macht. Alle bekannten, auf einem Pseudobimorph basierenden, Mikrorelais schalten in der Substratebene, d. h. lateral. Zum Schalten aus der Ebene heraus wird immer eine echte Bimorphstruktur wie in [138] verwendet, die aus zwei Materialschichten mit unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten besteht. Eine Erwärmung führt zwangsweise zu einer Bewegung senkrecht zur Substratebene. Die dritte Getriebevariante im Bereich der elektrothermischen Antriebe ist die Kniehebelstruktur [129, 130, 134]. Die einzige implizit umgebungstemperaturkompensierte Getriebestruktur ist dabei der Pseudobimorph.

2.2.3 Elektromagnetische Relais

Elektromagnetische Antriebe beruhen auf der Minimierung der magnetischen Feldenergie bzw. auf der Minimierung des magnetischen Widerstands. Der in Abbildung 2.30 a) in die Spule eingeprägte Strom erzeugt einen magnetischen Fluss innerhalb des Magnetkreises. Die Kraft F_z kann über den eingepprägten Strom I , die Anzahl der Spulenwicklungen N , die Querschnittsfläche des

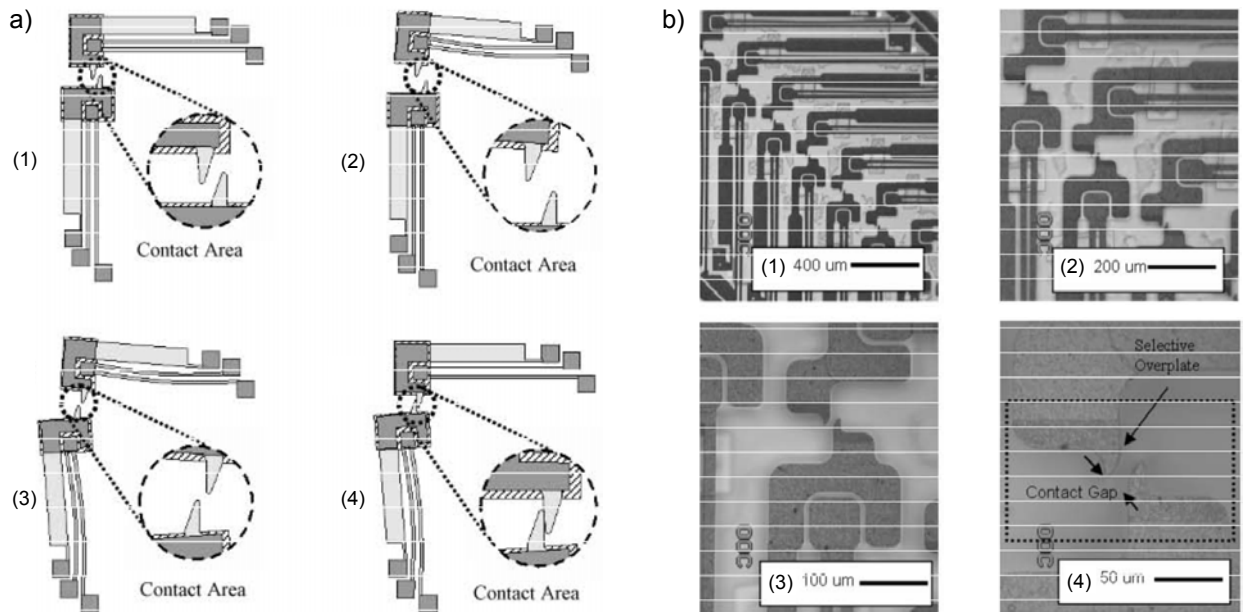


Abbildung 2.29: Bistabiles elektrothermisches Mikrorelais mit verhakenden Kontakten: a) Schematisch dargestellte Funktionsweise des Schaltvorgangs: (1) Fertigungszustand des Schalters, (2) Bestromen des horizontalen Aktors, (3) gleichzeitiges Bestromen des vertikalen Aktors und (4) zuerst Abschalten des horizontalen und dann des vertikalen Aktors. Der eingekreiste Bereich stellt die Vergrößerung des Kontaktsystems dar und b) Fotos des gefertigten Relais in einfacher bis vierfacher Vergrößerung [125].

Magnetkreises A , die Luftspaltlänge z und die magnetische Permeabilität μ_0 nach Gleichung 2.16 berechnet werden. Das in Abbildung 2.30 b) dargestellte Weg-Kraft-Diagramm weist, wie auch im elektrostatischen Fall, einen invers proportionalen Verlauf auf. Bei kleinen Stellwegen können daher große Kräfte erzeugt werden.

$$F_z = \frac{1}{2} \mu_0 \frac{A}{z^2} (NI)^2 \quad (2.16)$$

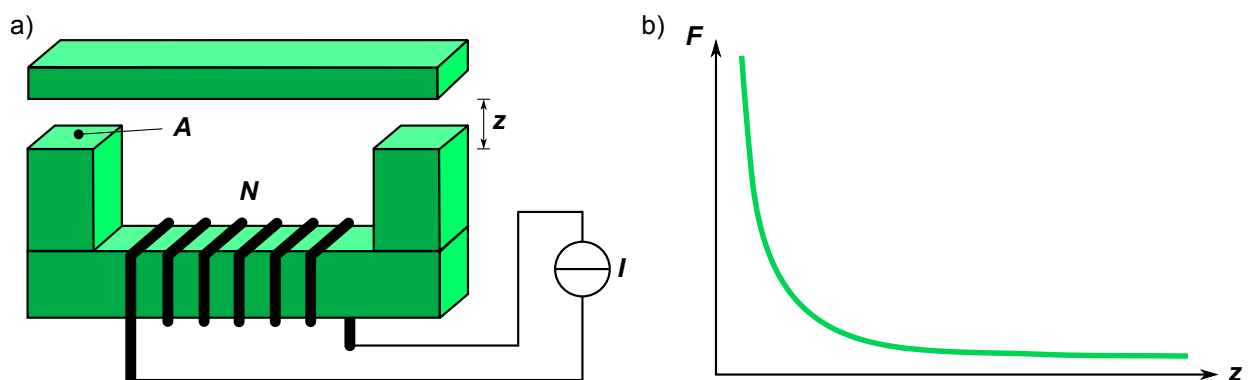


Abbildung 2.30: Längseffekt des elektromagnetischen Prinzips: a) U-förmiger Elektromagnet und b) qualitatives Weg-Kraft-Diagramm.

Die maßgebliche Steuergröße bei elektromagnetischen Mikrorelais ist der Strom. Im Mittel weisen die in der Literatur bekannten Konzepte eine Stromaufnahme von 230 mA auf. Der Steuerstrombereich erstreckt sich von 8 mA bei Fullin [140, 141] bis 1000 mA bei Taylor [142, 143]. Die dabei aufgenommenen elektrischen Leistungen variieren zwischen 13 mW [144] und 900 mW [145, 146] und liegen durchschnittlich bei 296 mW. Die notwendigen Steuerspannungen sind im Mittel mit 4,2 V deutlich niedriger als bei elektrostatischen und thermomechanischen MEMS-Schaltern. Das in Abbildung 2.31 dargestellte Mikrorelais von Taylor bringt im Bereich der magnetischen Mikrorelais die besten Lastdaten mit. Die maximalen Halteströme sind mit 3 A und die maximalen schaltbaren Ströme mit 1,2 A angegeben [143]. Das durch Anlegen eines Steuerstroms von 1 A erzeugte Magnetfeld zieht dabei eine ferromagnetische Platte (vgl. Abbildung 2.31 a) an und schließt auf diese Weise die Kontakte. Abbildung 2.31 b) zeigt eine Mikroskopaufnahme des vorgestellten Relais.

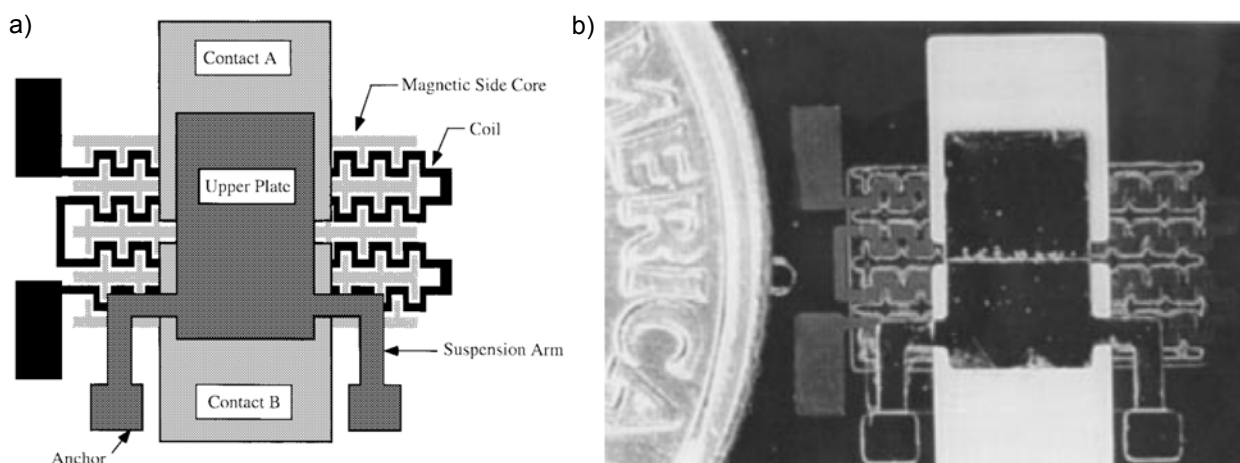


Abbildung 2.31: Elektromagnetisches Mikrorelais mit hohem Steuer- (1000 mA) aber auch hohem schaltbaren Laststrom (1200 mA): a) Schematische Draufsicht mit beweglicher oberer Platte, zwei Kontakten, magnetischer Flussführung und Spule. Durch das von der Spule erzeugte Magnetfeld wird die obere ferromagnetische Platte auf die beiden Kontakte gezogen und b) Foto der Anordnung neben einer amerikanischen Dime-Münze [143].

Typische Kontaktabstände liegen im Bereich von 10 μm bei Taylor [143] und 30 μm bei Rogge [147]. Bedingt durch das Aktorprinzip sind die Abstände mit durchschnittlich 20,5 μm eher gering. Obwohl das elektromagnetische Prinzip gerade bei kleinen Stellwegen seine Vorteile auspielen kann, liegen die in der Literatur veröffentlichten Kräfte von 0,2 mN [144] bis 2,5 mN [143] und einem Schnitt von 1,2 mN eher im Mittelfeld. Grund dafür sind vor allem die geringen Querschnittsflächen der Magnetkreise im Mikrobereich. Die resultierenden Kontaktwiderstände weisen dagegen gute Werte zwischen 38,6 m Ω [143] und 0,4 Ω [144] auf. Im Durchschnitt beträgt der Widerstand der elektromagnetischen Mikrorelais 0,2 Ω , was den von allen Aktorprinzipien besten Mittelwert darstellt. Die Schaltzeiten sind mit durchschnittlich 1 ms (4 μs [144] bis 2,5 ms [143]) relativ kurz und vergleichbar mit elektrostatischen Prinzipien.

Das Mikrorelais von Taylor fällt bei der Isolationsfestigkeit zwischen Last- und Steuerkreis mit 1600 V [143] positiv auf. Dieser hohe Wert wird auf Grund einer im Polymer Polyimid eingegossenen Flachspule erreicht. Der Platzbedarf für elektromagnetische MEMS-Relais liegt im Bereich von 2,5 mm² bei Glickman [144] bis 20 mm² bei Tilmans [141]. Letzterer erreicht mit seinem Konzept

10^7 lastfreie Schaltspiele. Wie auch bei den anderen Aktorprinzipien gibt es unter den magnetischen Varianten auch monostabile [143, 146, 147] und bistabile Ausführungen. Die bistabilen Relais werden vor allem durch statische Magnetkreise in den beiden stabilen Positionen gehalten, was z. B. bei Li [148] und Ruan [149, 150] der Fall ist.

Die Art der Fertigung der in dieser Kategorie veröffentlichten Mikrorelais unterscheidet sich deutlich von Autor zu Autor. Vom geätzten Prototypen bei Williams [146] bis hin zum voll integrierten, im Nutzen fertigen MEMS-Relais bei Glickman [144] wird eine breite Palette an Varianten veröffentlicht. Grund hierfür ist unter anderem die aufwändige Fertigung von mikrotechnischen Spulen. Daher werden oft gewickelte Spulen nachträglich ins MEMS-Bauteil montiert. Wie in Abbildung 2.32 dargestellt, wird die Spulenaufnahme durch UV-Lithographie und Galvanoformung gefertigt, die Spule selbst wird dann in die vorgesehene Vertiefung eingelegt. Auf diese Weise entsteht ein aus der Ebene heraus gerichteter Magnetkreis, der einen an Federn aufgehängten Kontakt anzieht und somit schließt. Auch der Reifegrad der Relais ist deutlich unterschiedlich. Vom ersten Labormuster bis hin zu einem gehäuteten und vollständig charakterisierten MEMS-Relais [141] mit vorzeigbaren Leistungsdaten (400 m Ω bei 16 mW Steuerleistung) sind viele Reifegrade in der Literatur zu finden.

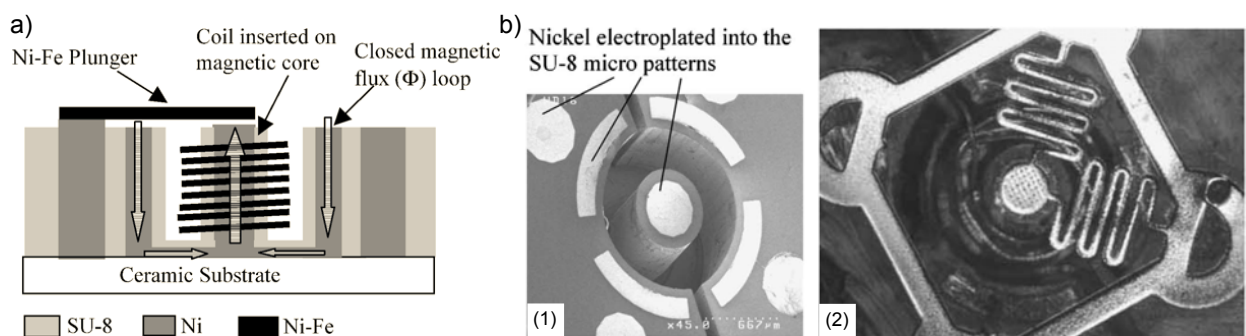


Abbildung 2.32: Montagebedürftiges elektromagnetisches Mikrorelais mit gewickelter feinmechanischer Spule: a) Schematischer Querschnitt des Relais und b) Fotos der mit Nickel gefüllten SU-8-Strukturen zur Spulenaufnahme (1) und der durch das Magnetfeld angezogenen Kontaktfeder (2). Sowohl die Spule als auch die Kontaktfeder werden abschließend auf das strukturierte Substrat montiert [146].

Bei Glickman (vgl. Abbildung 2.33) liegt der Magnetkreis in der Substratebene und die Spule ist mikrotechnisch um diesen Kreis herum strukturiert. Der Anker wird beim Schaltvorgang vom Stator angezogen und der elektrische Kontakt geschlossen. Auch planar in der Ebene strukturierte Flachspulen sind in der Literatur bekannt [148, 150]. Bei Ruan (vgl. Abbildung 2.34) sorgt ein statisches Magnetfeld senkrecht zur Substratoberfläche für die Fixierung der Kontaktwippe in einer stabilen Position. Die Flachspule prägt kurzzeitig ein je nach Steuerstromrichtung in bzw. gegen die Richtung dieses äußeren Magnetfelds orientiertes Feld ein, wodurch das Umschnappen der Wippe ausgelöst wird. Bei diesem Konzept muss sich ein Permanentmagnet im oder unter dem Mikrosystem befinden, der für die Erzeugung des statischen Magnetfeldes sorgt. Der magnetisch bistabile Mechanismus und der Mikroantrieb sind in dieser Arbeit funktionsintegriert.

Die Arbeit von Hosaka [73] beschreibt ein Mikrorelaiskonzept und eine feinmechanisch gefertigte Mikrorelaismatrix aus 8 x 8 Schaltelementen. Hosaka diskutiert die Ansteuerung dieser Matrix

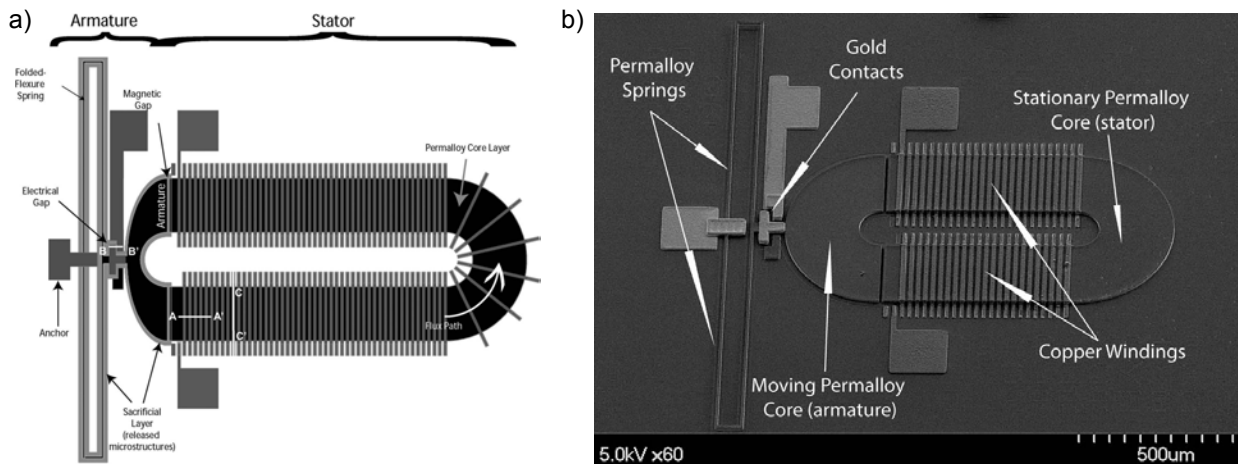


Abbildung 2.33: Im Nutzen fertigbares elektromagnetisches Mikrorelais: a) Draufsicht auf federnd gelagerten Anker mit Kontaktsystem und Stator mit umwickelter Spule und b) REM-Aufnahme des gefertigten MEMS-Relais [144].

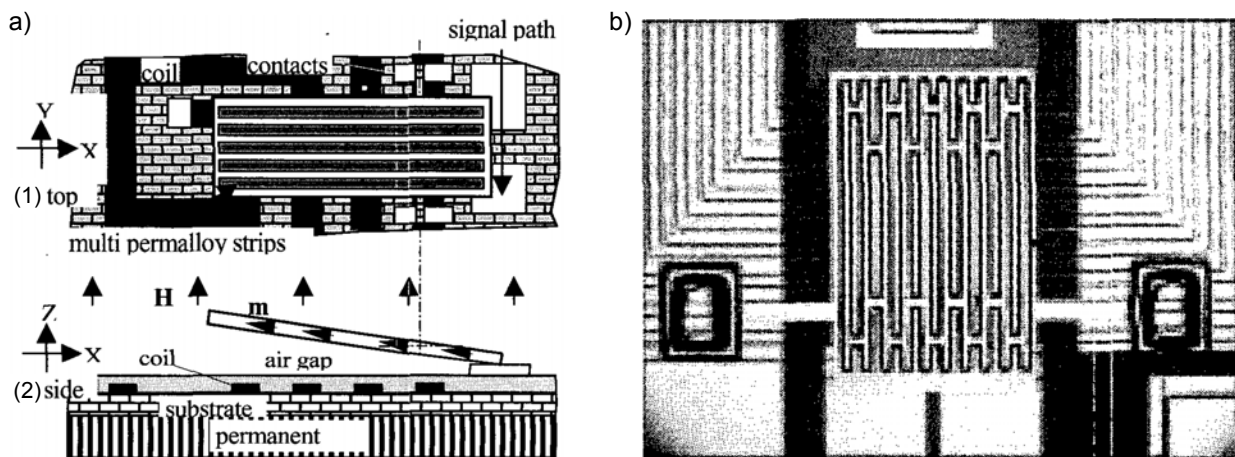


Abbildung 2.34: Magnetostatisch bistabiles elektromagnetisches Mikrorelais: a) Draufsicht (1) und Querschnitt (2) des Funktionsprinzips. Das vom Permanentmagnet erzeugte statische Magnetfeld wird durch die Flachspule kurzzeitig verstärkt oder geschwächt, so dass die Kontaktwippe umschnappt und b) Foto (Draufsicht) des gefertigten Labormusters mit, an Torsionsfedern aufgehängter, Wippe und darunterliegender Flachspule [150].

über Zeilen und Spalten, die wie in Abbildung 2.35 a) durch die Integration von Sperrdioden möglich ist. Der Aufbau der Relaismatrix ist schematisch in Abbildung 2.35 b) veranschaulicht. Das Prinzip eines Hubmagneten wird hier auf sehr geringer Fläche 64 Mal umgesetzt, um auf einem FR-4-Substrat elektrische Signale zu schalten. Ein Schwerpunkt der Veröffentlichung liegt auch auf Messungen rund um das Verhalten von elektrischen Kontakten. Die hier gezeigten Daten scheinen allerdings - wie oben beschrieben - einen Offset von etwa 2Ω beim Kontaktwiderstand aufzuweisen.

Rogge [147] präsentiert das einzige in der Literatur veröffentlichte Mikrorelais, das durch Röntgen- und nicht durch UV-Lithographie oder feinmechanische Verfahren gefertigt wird. Wie in Abbildung 2.36 dargestellt, handelt es sich um einen planaren Magnetkreis, der wie bei Glickman von

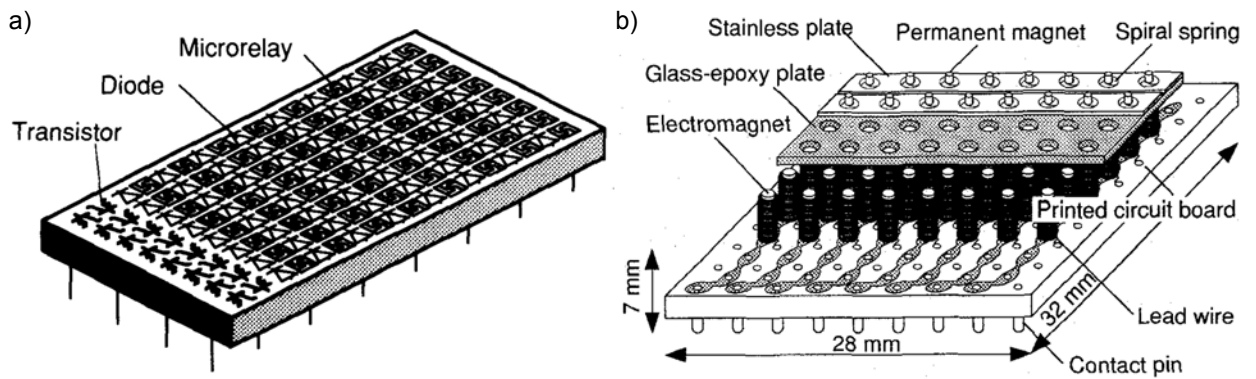


Abbildung 2.35: Mikorelaismatrix basierend auf elektromagnetischen Relais: a) Mögliches elektrisches Ansteuerkonzept der integrierten 8 x 8-Schaltmatrix [73] und b) schematische Zeichnung des auf FR-4-Substrat gefertigten Labormusters [151].

einer Spule umschlungen ist. Der Anker wird beim Einprägen eines Steuerstroms angezogen und schließt den elektrischen Kontakt. Rogge zeigt in diesem Zusammenhang auch die Problematik von mikrotechnischen Magnetsystemen auf. Die Verwendung von Nickel-Eisen an Stelle von reinem Nickel als Flussführungsmaterial senkt bei gleicher resultierender Kontaktkraft den nötigen Steuerstrom von 1400 mA auf 45 mA (vgl. Abbildung 2.37). Einher geht allerdings eine deutlich aufwändigere galvanische Abscheidung, was den Betrieb, die Wartung und die Kosten der Galvanikanlagen angeht.

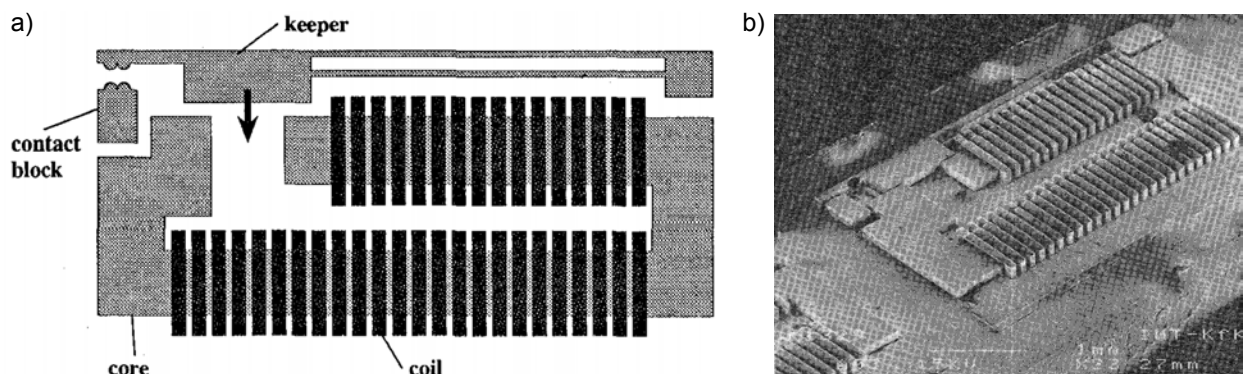


Abbildung 2.36: Mittels Röntgenlithographie gefertigtes elektromagnetisches Mikrorelais: a) Schematische Draufsicht auf Anker, elektrostatischen Magnetkreis und Kontaktsystem and b) REM-Bild des inklusive Anschlusskontakten 4 mm x 2,3 mm großen MEMS-Bauteil [147].

2.2.4 Elektrodynamische Relais

Elektrodynamische Aktoren basieren auf der Lorentz-Kraft, d. h. der Kraft auf einen stromdurchflossenen Leiter im Magnetfeld. Die in Abbildung 2.38 a) dargestellte Kraft F_x hängt dabei vom Strom im Leiter I , der Länge des Leiterstücks a im Magnetfeld und der Flussdichte B ab. Der mathematische Zusammenhang für einen senkrecht zum Magnetfeld stehenden Leiter ist in Gleichung 2.17 dargestellt. Das qualitative Weg-Kraft-Diagramm (vgl. Abbildung 2.38 b) weist für alle Positionen x innerhalb des homogenen Magnetfelds einen konstanten Kraftwert auf. Die Kraftwirkung tritt unmittelbar nach Anlegen des Steuerstroms ein.

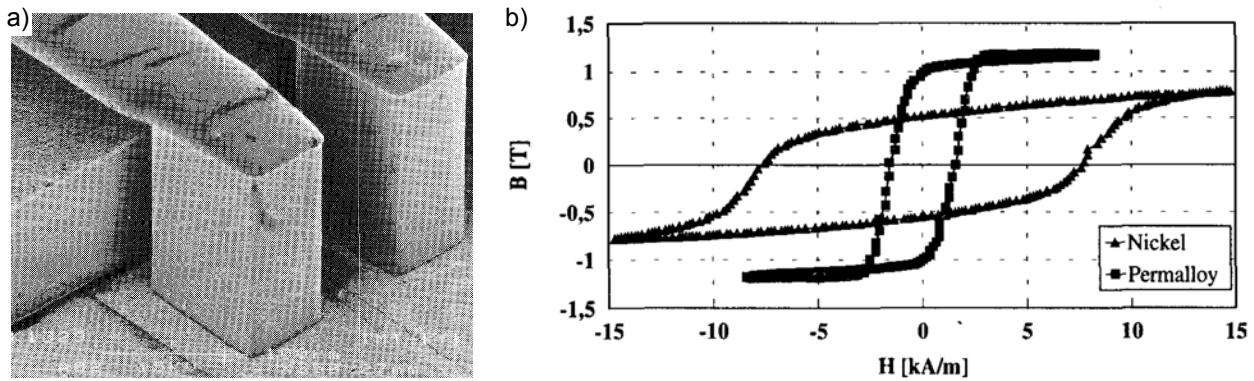


Abbildung 2.37: Einfluss des Flussführungsmaterials auf die Mikrorelaisperformance: a) REM-Aufnahme von zwei von der Flussführung galvanisch getrennten Spulenwindungen (Vergrößerung von Abbildung 2.36) und b) magnetische Hysteresekurven der Flussführung in Abhängigkeit des gewählten Materials Nickel bzw. Nickel-Eisen (Permalloy) [147].

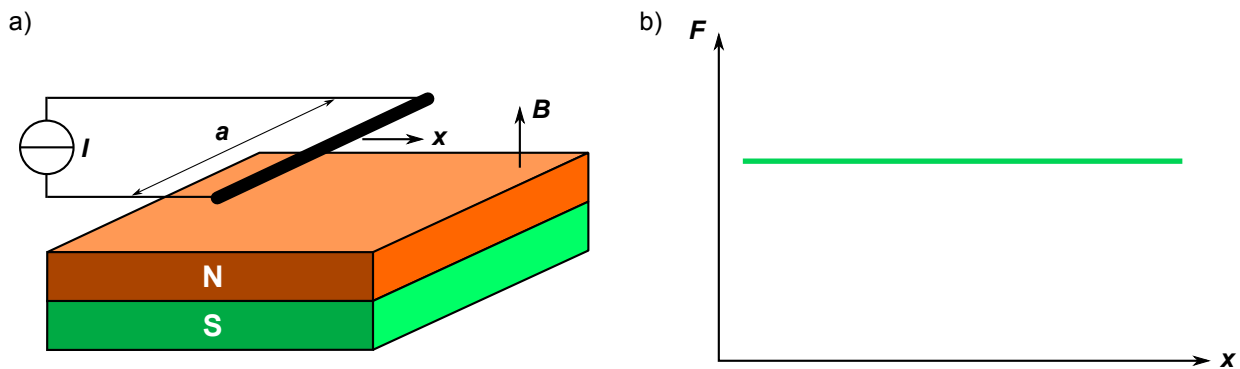


Abbildung 2.38: Elektrodynamisches Prinzip mit Permanentmagnet und stromdurchflossenem Leiter: a) Schematischer Aufbau und b) qualitatives Weg-Kraft-Diagramm.

$$F_x = IaB \quad (2.17)$$

Die notwendigen Steuerströme sind bei elektrodynamischen Mikrorelais prinzipbedingt groß und liegen im Mittel bei 478 mA. Je nach Baugröße und erzielter Kraftwirkung finden sich in der Literatur Stromwerte von 23 mA bei Cho [152] bis 1000 mA bei Borwick [153]. Die aufgenommene Leistung ist, bedingt durch die kleinen Widerstände im Steuerkreis, mit durchschnittlich 22,7 mW eher gering. Die resultierenden Steuerspannungen liegen im Bereich von 0,5 V [154] bis 10 V [153]. Cao [155, 156] gibt die maximalen Halteströme seines Mikrorelais mit 4 A an. Trotz der über das gesamte Magnetfeld konstanten Kraft werden - mit Ausnahme von Fu [157] - kleine Kontaktabstände zwischen 3 μm [153] und 50 μm [156] realisiert. Über alle elektrodynamischen Mikrorelais beträgt der Mittelwert 19,7 μm . Die realisierten Kontaktwiderstände liegen im Bereich von 0,17 Ω [158] bis 5 Ω [153] und im Mittel bei 1,8 Ω .

Die Fläche der elektrodynamischen Mikrorelais reicht von 0,45 mm² bei Hwang [154] bis 42,2 mm² bei Fu [157]. Bedingt durch das elektrodynamische Aktorprinzip und die geringe bewegte Masse erreicht Hwang bei seinem MEMS-Relais sehr kurze Schaltzeiten von 0,2 μs zum

Einschalten und $0,04\ \mu\text{s}$ zum Ausschalten. Hwang stellt eine Funktionsintegration von elektrodynamischem Antrieb und mechanisch bistabilem Haltemechanismus (vgl. Abbildung 2.39) vor. Das statische Magnetfeld wird von einem unter dem Substrat befindlichen Permanentmagneten erzeugt. Durch Anlegen eines entsprechend gerichteten Steuerstroms schnappt der mechanische Mechanismus in die jeweilige Richtung und schließt bzw. öffnet die Kontakte. Neben mechanisch schnappenden existiert im Bereich der elektrodynamischen Mikrorelais auch ein mechanisch verklemmender bistabiler Mechanismus von Fu [157].

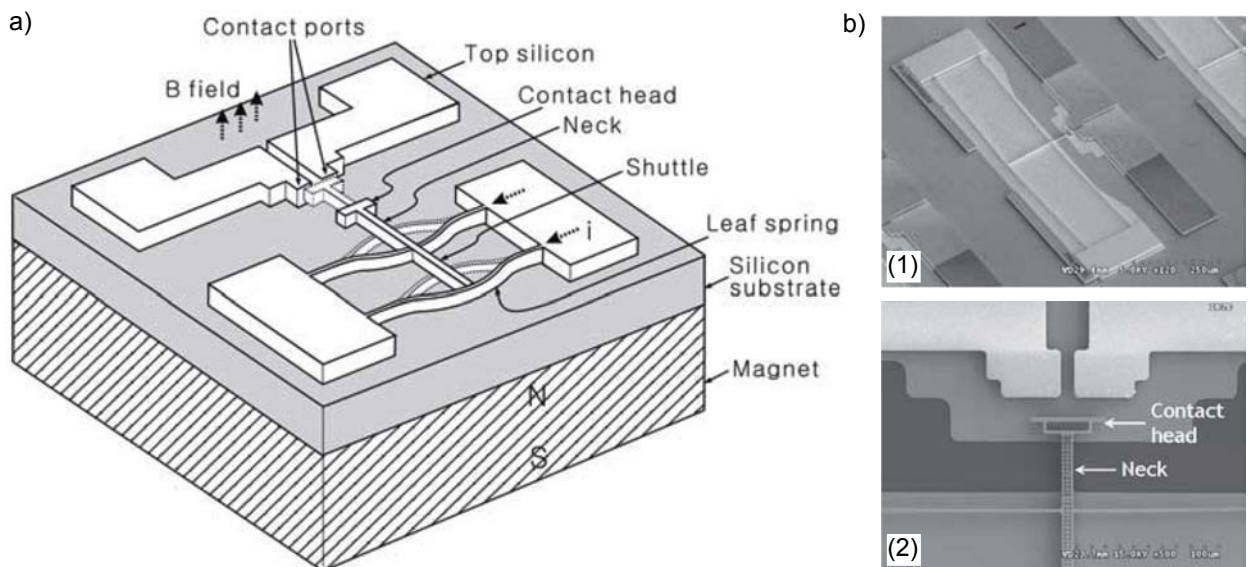


Abbildung 2.39: Elektrodynamisches Mikrorelais mit mechanisch bistabilem Schnappmechanismus: a) Schematische Zeichnung des Funktionsprinzips mit Permanentmagnet, bistabilem Mechanismus und Kontaktsystem und b) REM-Bilder des gefertigten Relais: (1) Komplettansicht des MEMS mit Abmessungen von $1000\ \mu\text{m} \times 450\ \mu\text{m}$ und (2) vergrößerter Ausschnitt des Kontaktsystems [154].

Im Stand der Technik finden sich außerdem hybride Aktorkombinationen, bei denen das elektrodynamische Prinzip zum Schalten und ein anderes Aktorprinzip zum Halten des Zustands verwendet wird. Diese Mikrorelais sind nicht bistabil im eigentlichen Sinne, da zum Halten der Zustände eine externe Energieaufnahme erforderlich ist. Zu diesen hybrid kombinierten Konzepten gehört auch das MEMS-Relais von Cao [156], bei dem das Halten elektrothermisch geschieht. Mehr Konzepte gibt es allerdings im Bereich der elektrostatischen Haltung [152, 153, 158]. Beim Relais von Cho wird beispielsweise die in Abbildung 2.40 a) gezeigte Kontaktwippe elektrodynamisch betätigt. Die Fixierung der Wippe auf der einen oder anderen Seite wird durch ein elektrostatisches Feld vollzogen. Cho schafft durch die aus einer Flachspule bestehenden Wippe eine Funktionsintegration von stromdurchflossenem Leiter im Magnetfeld und großer Elektrodenfläche für den elektrostatischen Teil.

Positiv fällt auf, dass alle in dieser Kategorie gefundenen Mikrorelais galvanisch getrennt sind. Die Streuung der Fertigungsverfahren ist allerdings ebenfalls sehr groß und erstreckt sich vom vollständig im Nutzen fertigmachen (Cao [156]) bis hin zum fast vollständig montagebedürftigen Mikrorelais (Fu [157]). Cao stellt die oben beschriebene hybride Integration von elektrodynamischem Antrieb und elektrothermischer Haltung vor. Die in Abbildung 2.41 dargestellten Federn

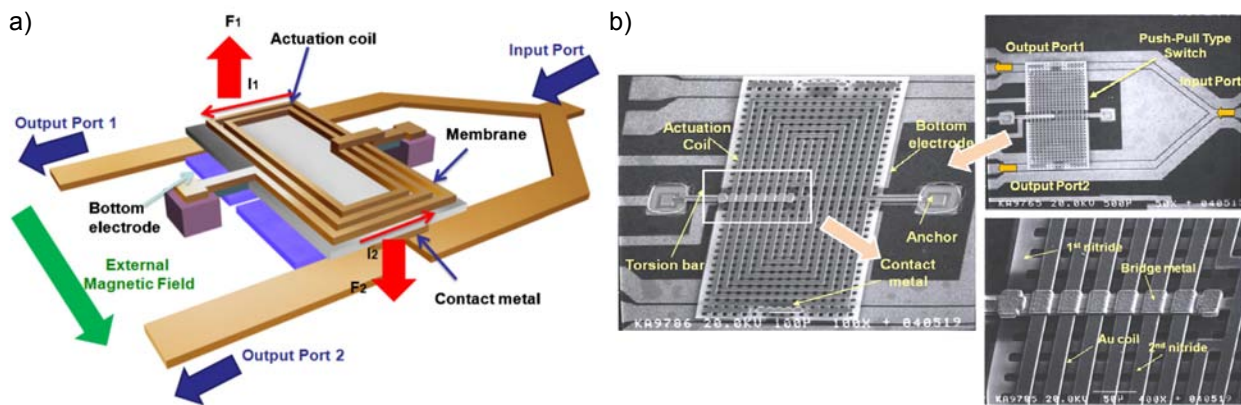


Abbildung 2.40: Mikorelais mit elektrodynamischem Antrieb zum Umschalten und elektrostatischem Feld zum Halten des Zustands: a) Schematische CAD-Zeichnung des Aufbaus mit statischem Magnetfeld parallel zum Substrat, Kontaktwippe bestehend aus Flachspule und Elektrode für den elektrostatischen Antrieb und entsprechende Leiterbahnen und b) REM-Aufnahmen des gefertigten Labormusters [152].

dienen zum einen als Leiter, auf die bei Stromfluss die Lorentz-Kraft wirkt, zum anderen aber auch als thermische Ausdehnungskörper, wenn der Stromfluss die Federn erwärmt. Diese Kombination verspricht ein, verglichen mit rein thermischen Prinzipien, schnelles Einschalten und erfordert, bis auf einen zusätzlichen Permanentmagneten, keine weiteren Komponenten.

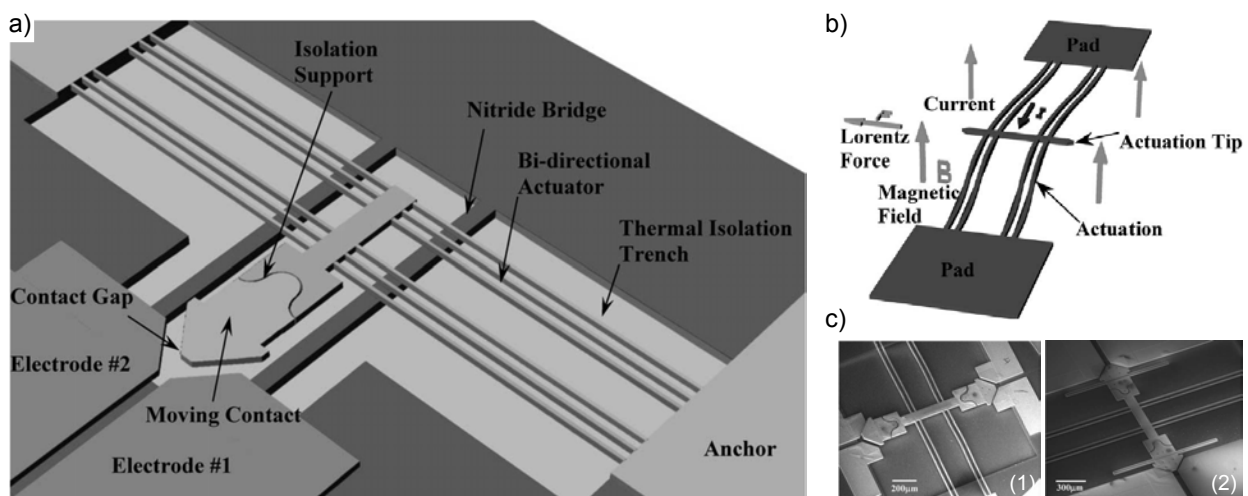


Abbildung 2.41: MEMS-Relais mit elektrodynamischem Antrieb zum Umschalten und elektrothermischem Antrieb zum Halten des Zustands: a) CAD-Zeichnung des Aufbaus mit statischem Magnetfeld senkrecht zur Substratoberfläche, b) schematische Darstellung des Funktionsprinzips: die Lorentz-Kraft sorgt für sofortiges Auslenken des Aktors, die Wärmedehnung der Struktur hält ihn in dieser Position und c) REM-Bilder der realisierten Relais: (1) mit und (2) ohne Federn aufgehängtes Kontaktsystem [156].

Einen ganz anderen Fertigungsansatz wählt Fu mit seinem elektrodynamischen Relais. Hier werden lediglich die Flachspulen im Stator mikrotechnisch strukturiert (vgl. Abbildung 2.42). Die übrigen Komponenten werden feinmechanisch gefertigt und abschließend mikromontiert. Bei diesem Re-

lais handelt es sich prinzipiell um einen miniaturisierten Elektromotor, der mit einem schaltenden Kontaktsatz versehen ist.

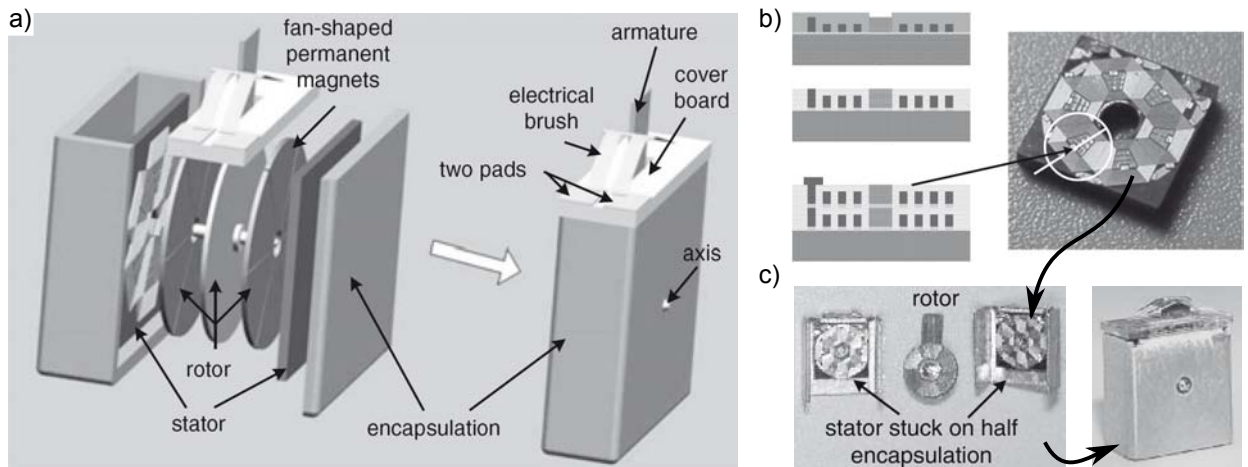


Abbildung 2.42: Elektrodynamisches Mikrorelais mit mikrotechnischen Anteilen und komplexer Endmontage: a) CAD-Explosionszeichnung des Systemaufbaus bestehend aus Gehäuse, Stator mit Flachspulen, Rotor mit Permanentmagneten und mechanisch bistabiles elektrisches Kontaktsystem, b) schematischer Querschnitt und Foto des Stators und c) Fotos vom vereinfachten Montagevorgang zum finalen Relais [157].

2.2.5 Piezoelektrische Relais

Bei piezoelektrischen Antrieben sorgt eine angelegte Spannung dafür, dass sich eine piezoresistive Keramik um etwa 0,1% um den Wert Δx ausdehnt. In Abbildung 2.43 a) ist der piezoelektrische Quereffekt dargestellt, der auch als d_{31} -Effekt bezeichnet wird. Die bei einer elastischen Konstante s und einer Querschnittsfläche A erzeugte Kraft ist in Gleichung 2.18 dargestellt und folgt einem linearen Zusammenhang. Im Vergleich zu den vorangegangenen Aktorprinzipien sind MEMS-Relais mit piezoelektrischen Antrieben erst seit 2011 im Stand der Technik vertreten. Grund hierfür ist die komplizierte Integration von piezoelektrischem Material (z. B. Blei-Zirkonat-Titanat-Keramik (PZT)) in Mikrosysteme. Die ersten Ergebnisse liegen von Proie [81] und Kousuke [159] vor, umfassende Messdaten fehlen allerdings noch.

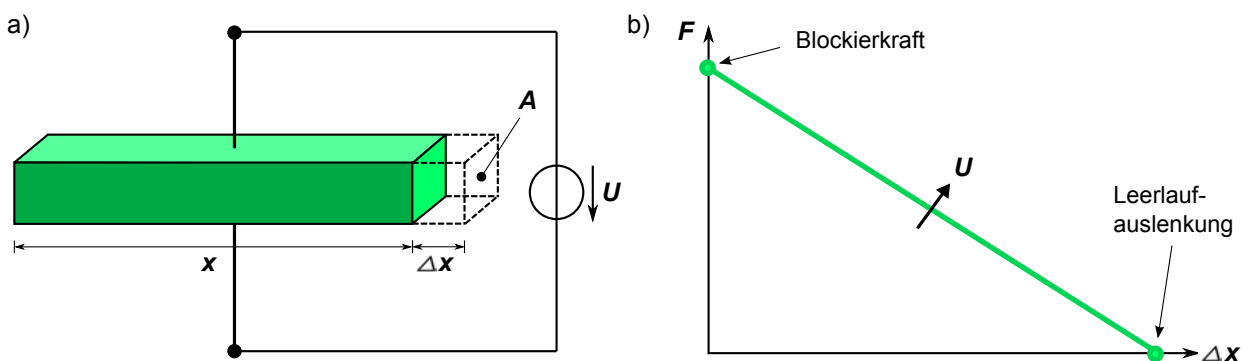


Abbildung 2.43: Prinzip der Querdehnung durch den piezoelektrischen Effekt: a) Querdehnelement und b) qualitatives Weg-Kraft-Diagramm.

$$F_x = \frac{sA}{x_0} \Delta x \quad (2.18)$$

Die von den beiden Autoren eingesetzten Steuerspannungen sind im Vergleich zu klassischen piezoelektrischen Antrieben mit 3,3 V bzw. 1,5 V sehr klein. Die notwendige Steuerleistung beträgt bei Proie 2,2 pW. Im Gegensatz zum Mikrorelais von Proie schaltet das Relais von Kousuke leider nicht, weil der verwendete Aktor den im Entwurf festgelegten Stellweg nicht erreicht und der Kontaktabstand von 12 µm daher nicht überwunden wird. Gefertigt wird Kousukes Relais durch geschicktes Transferieren der auf einem zweiten Substrat hergestellten PZT-Aktoren auf das eigentliche CMOS-kompatible Substrat mit den elektrischen Verbindungen. In Abbildung 2.44 sind sowohl die schematische Draufsicht und der Querschnitt, als auch REM-Aufnahmen des gefertigten Labormusters dargestellt.

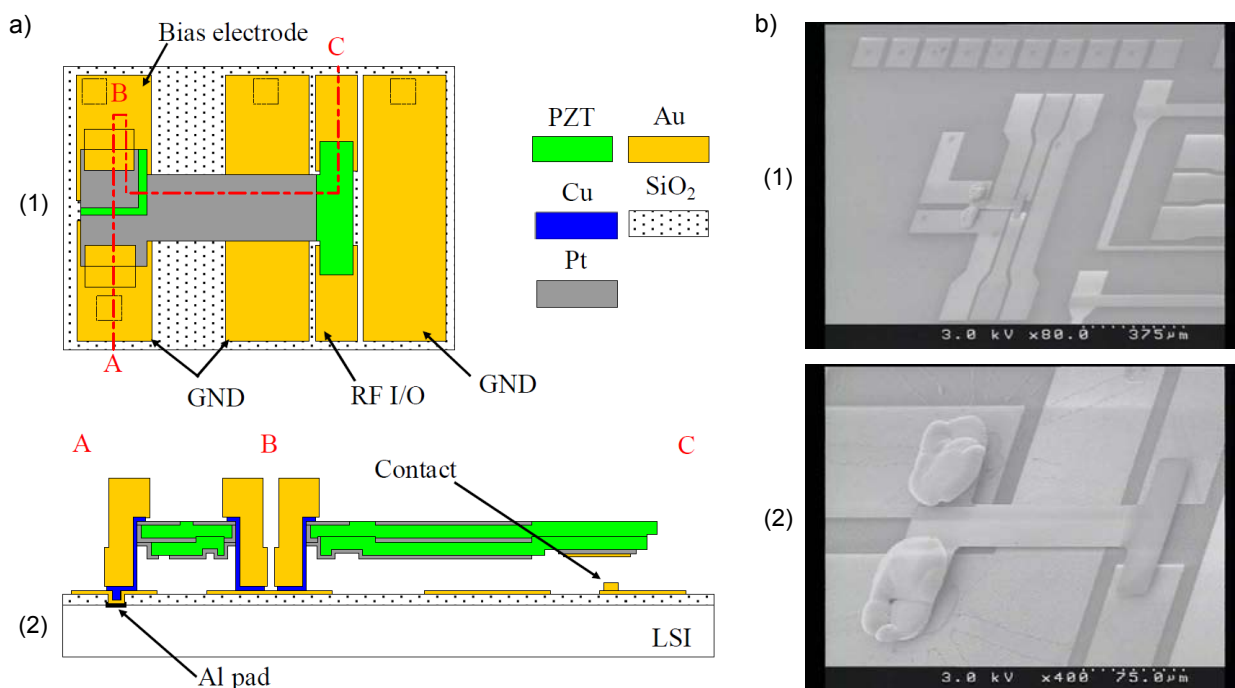


Abbildung 2.44: Piezoelektrisches Mikrorelais mit zu geringem Aktorhub zur Überwindung des Kontaktabstands von 12 µm: a) Schematische Draufsicht (1) und Querschnitt (2) des Relaisaufbaus mit einer PZT-Bimorphstruktur auf einem CMOS-Substrat (Complementary Metal Oxide Semiconductor) und b) REM-Aufnahmen des gefertigten Schalters: Gesamtanordnung mit Kontaktierung (1) und Vergrößerung des MEMS-Relais (2) [159].

Proie strebt mit seinem Konzept eine sehr kleine Fläche von 0,0061 mm² an. Ziel ist es – wie auch bei den elektrostatischen Mikro-Nano-Relais – diese steuerbaren Schalter als mechanische Speicherzellen für digitale Rechner zu verwenden. In Abbildung 2.45 sind sowohl die schematischen Zeichnungen, als auch die REM-Bilder mit eingezeichneten Schaltzuständen dargestellt. Die Einsetzbarkeit des Konzepts als digitaler Speicher wird von Proie durch Messungen am aufgebauten System gezeigt. Beide piezoelektrischen Mikrorelais weisen eine galvanische Trennung auf, sind allerdings nicht bistabil. Dieses Aktorprinzip ist für Mikrorelais interessant, da es erst am Anfang der Forschung steht und noch viele offene Fragen, vor allem bei den Fertigungstechnologien und der Langzeitstabilität, mitbringt.

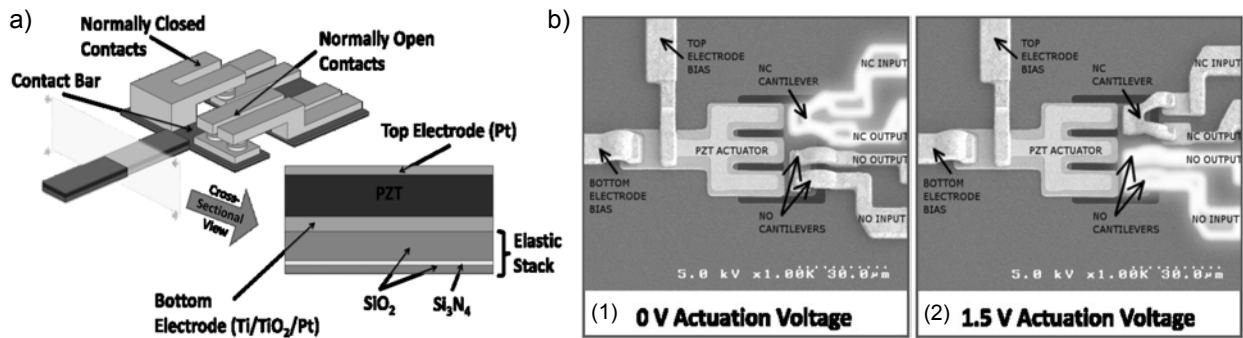


Abbildung 2.45: Piezoelektrisches Mikrorelais als mechanische Speicherzelle: a) CAD-Zeichnung der Speicherzelle aus zwei Einzelrelais mit vergrößertem Querschnitt durch PZT-Bieger und b) REM-Aufnahmen des Aufbaus ohne (1) und mit (2) angelegter Steuerspannung (1,5 V) [81].

2.2.6 Sonstige Relais

In die Gruppe der sonstigen Antriebe fallen drei Mikrorelais, die sich nicht zu einem der vorhergehenden Aktorprinzipien zuteilen lassen. Bei der Arbeit von Hashimoto [160] wird ein bistabiler Mechanismus mit einem Mikroantrieb kombiniert. Das in Abbildung 2.46 a) vorgestellte Konzept basiert auf einem statischen Magnetkreis, der ohne Zutun von außen den Kontakt in einer von zwei stabilen Positionen hält. Wird der magnetische Widerstand durch Einprägen einer Temperatur auf einer Seite deutlich erhöht, so schnappt der Kontakt theoretisch auf die andere Seite. Dieser Vorgang ist in Abbildung 2.46 b) verdeutlicht. Im Rahmen der Veröffentlichung kann allerdings das geplante Aktorprinzip nicht als funktionsfähig nachgewiesen werden. Alle Messwerte des Kontaktsystems entstehen daher mit Hilfe einer externen Aktorik.

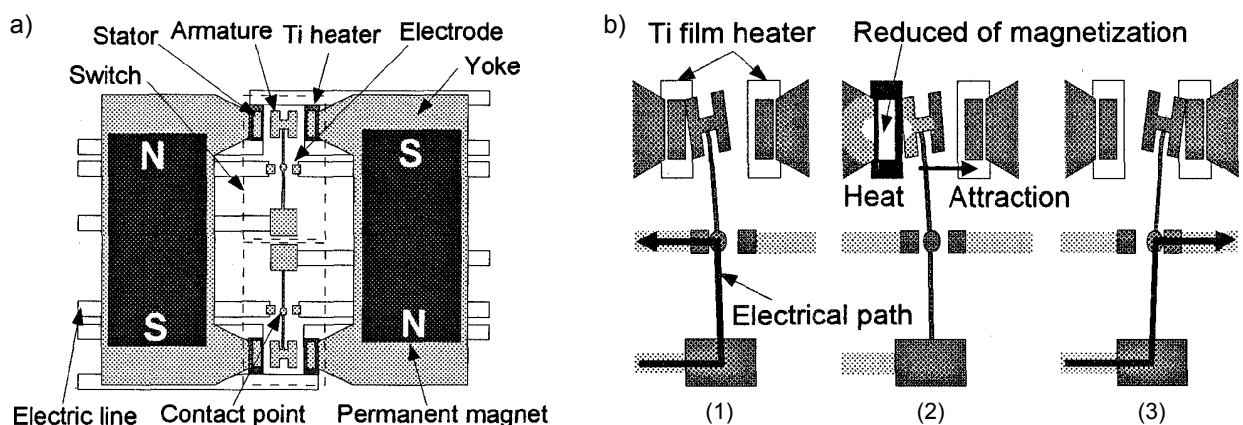


Abbildung 2.46: Magnetostatisch bistabiles Mikrorelais mit thermisch induzierter Magnetfeldschwächung zum Umschalten: a) Skizze des Funktionsprinzips mit statischem Magnetkreis, Titanheizern, zwei Ankern und elektrischem Kontaktsystem und b) schematische Darstellung des Schaltprinzips: (1) Lastkreis ist über linken Kontakt geschlossen, (2) Erhöhen des magnetischen Widerstands durch Heizen des linken Pols setzt Kraftwirkung herunter, (3) Anker schnappt zum rechten Joch und Lastkreis ist über zweiten Kontakt geschlossen [160].

Zwei weitere Mikrorelais stammen von Zhou [161, 162] bzw. Conseil [163]. Dabei werden die Vorteile von zwei Aktorprinzipien in einem Relais kombiniert. Auf Grund der kurzen Schaltzeiten wird ein elektrostatischer Antrieb zum Schließen des Relais eingesetzt. Da reine elektrostatische Relais, bedingt durch statische Aufladungseffekte, dazu neigen auch bei abgeschalteter Steuerspannung geschlossen zu bleiben, wird ein elektrothermischer Antrieb mit vergleichsweise großer Kraft zum Öffnen integriert. In Abbildung 2.47 sind sowohl der schematische Aufbau, als auch die REM-Aufnahme des Relais veranschaulicht. In Verbindung mit der realisierten galvanischen Trennung bringt dieser hybride Aufbau daher große Vorteile mit.

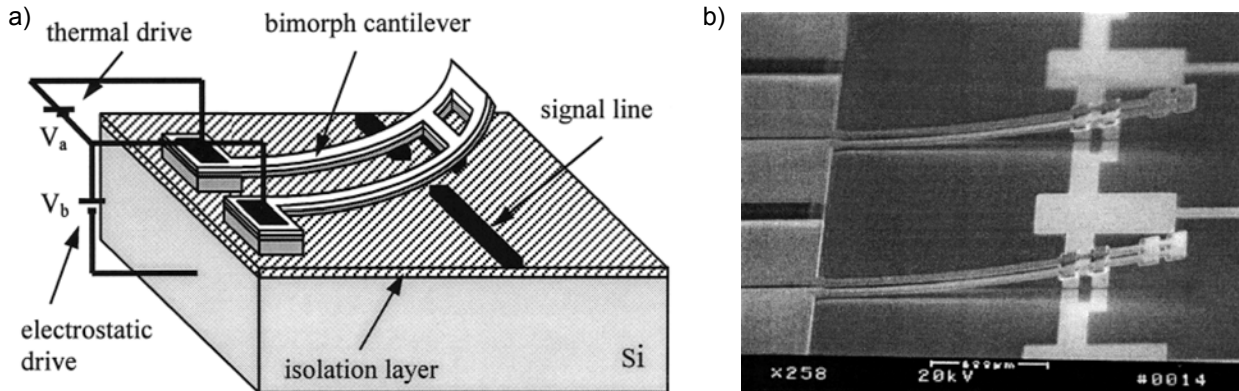


Abbildung 2.47: Mikrorelais mit elektrostatischem Wanderkeilantrieb zum Schließen und elektrothermischem Bimorph zum Öffnen: a) Schematische Zeichnung des Aufbaus. Beide Antriebe sind in einem Bauteil integriert und b) REM-Foto von zwei geöffneten Mikrorelais [162].

2.2.7 Kommerzielle Realisierungen

Auch nach über 30 Jahren Forschung und Entwicklung im Bereich von Mikrorelais existieren wenige kommerzielle Produkte. Viele Unternehmen haben sich im Bereich der MEMS-Relais versucht. Dazu zählen beispielsweise EG&G IC Sensors [117], NTT Research Laboratories [160], Teledyne Relays [143], Ford Motor Company [123], Rockwell Scientific [153], Hitachi [119], Delphi Research Labs [99], ABB [128], Medtronic [92], Alcatel Space [95], Micralyne [96], KLA-Tencor [156], GE Research [101], Shocking Technologies [144] und Samsung [114]. Das erste kommerziell verfügbare Mikrorelais ist nach [42] das aus dem Jahr 2000 stammende elektrothermische Produkt der Firma Cronos [133]. Im Folgenden sind die im Jahr 2012 verfügbaren MEMS-Relais dargestellt [34]:

Omron

Das laut Thielicke am weitesten entwickelte elektrostatische Mikrorelais ist 2008 unter der Bezeichnung 2SMES-01 [164] erschienen. Wie in Abbildung 2.48 dargestellt, dauerte die Entwicklung mindestens 9 Jahre. Nach 1997 fand ein Wechsel des Antriebsprinzips von thermomechanisch [132] auf elektrostatisch [165, 166] statt. Das entscheidende Patent wurde 2002 erteilt [167]. Der Anwendungsbereich dieses Relais ist im Automated Testing Equipment für die Halbleiterfertigung. Dabei werden nicht nur gute Hochfrequenzeigenschaften, sondern auch schaltbare Gleichstromlasten bis 0,25 mW angegeben. Das Relais ist für Endkunden zu einem Preis von 130 bis 150 €/Einheit erhältlich. Die Eignung dieses steuerbaren Schalters wird unter anderem in den Arbeiten von Frühling [168] und Stoll [169] untersucht.

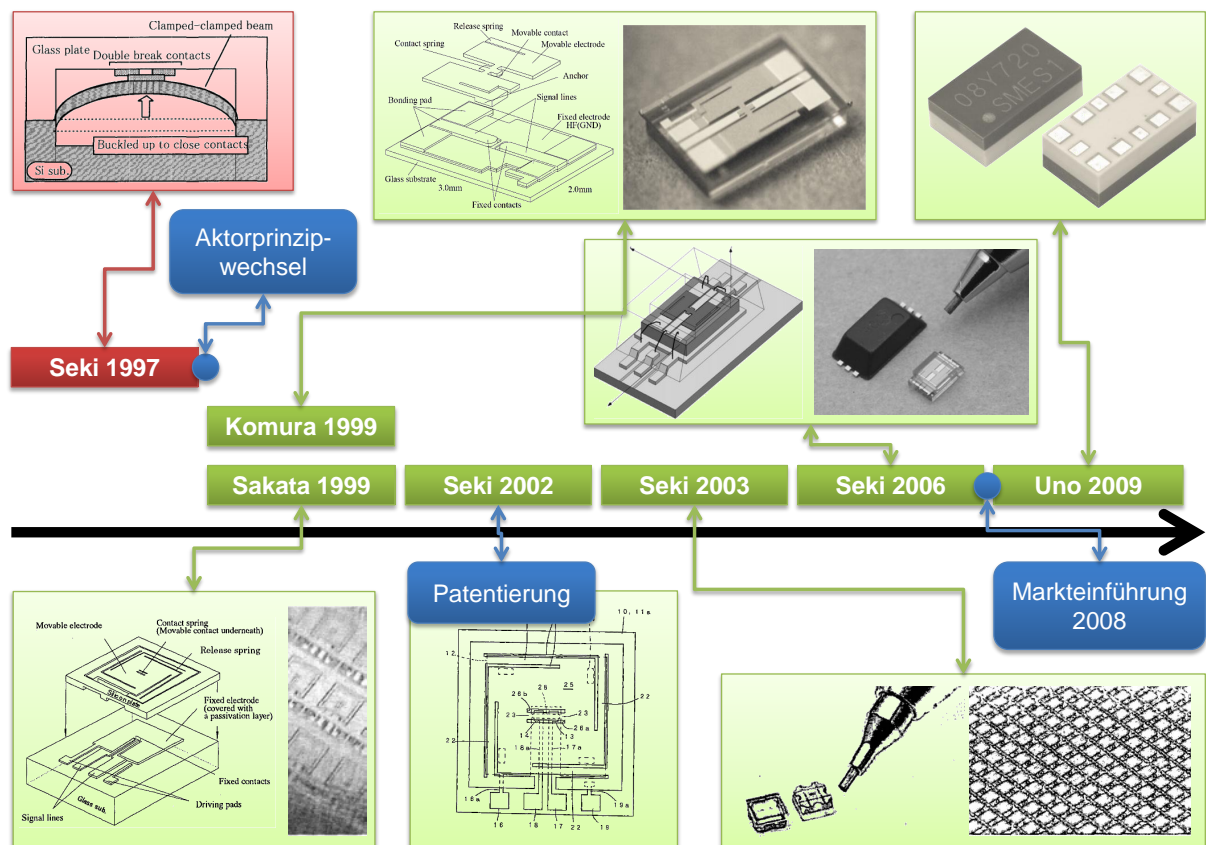


Abbildung 2.48: Die Entwicklung des OMRON-Mikrorelais von 1997 bis 2009: Zwischen 1997 und 1999 erfolgt ein Wechsel des Antriebsprinzips von thermomechanisch [132] auf elektrostatisch [165, 166], 2002 wird ein elektrostatisches Konzept patentiert [167], 2003 [170] und 2006 [171] erscheinen weitere Veröffentlichungen von Seki, direkt nach der Markteinführung 2008 [164] erscheint eine umfassende Veröffentlichung zum kommerziell erhältlichen Typ 2SMES-01 [112].

XCOM Wireless

Im Zentrum der Produkte von XCOM Wireless stehen Anpassschaltungen und Leistungsverstärker für militärische und zivile Funkanwendungen. Die Forschung des Unternehmens wird zum Teil über unterschiedliche Förderprogramme des amerikanischen Militärs finanziert [172, 173]. Seit mehr als zwei Jahren werden die Mikrorelais XW-3100 [174] beim Vertragspartner Innovative Micro Technology gefertigt und ausgeliefert [175–177]. Im März 2012 wurde darüber hinaus das Relais XW-4100 [178] vorgestellt [179].

Radant Technologies

RadantMEMS bietet derzeit neun unterschiedlich konfigurierte Feldeffekttransistor-Relais (FET) [110, 180] an, deren interner Mechanismus bei allen Varianten identisch ist. Ein vierpoliges Mikrorelais wurde 2003 angekündigt [110], aber bis heute nicht realisiert. Auch RadantMEMS wurde in der Vergangenheit massiv von der Defense Advanced Research Projects Agency (DARPA) finanziert [181, 182], so dass militärische Funk- und Funkmessenanwendungen zu deren Schwerpunkten gehören.

MEMtronics

In einigen Publikationen werden auch MEMS-Relais von MEMtronics erwähnt [183]. 2003 und 2005 wurde MEMtronic im Rahmen eines DARPA-Projektes gefördert [184, 185], wobei dazu keine Ergebnisse veröffentlicht sind. Laut Eigenaussage fertigt das Unternehmen 2012 lediglich kundenspezifische HF-Schalter [186] zu denen allerdings keine weiteren Informationen vorliegen.

Neben den vorwiegend für den HF-Bereich nutzbaren verfügbaren Relais gibt es auch eine Reihe von industriellen Ankündigungen, die 2012 nicht mehr kommerziell angeboten werden oder nie verfügbar waren. MEMS-Relais aus dieser Kategorie werden im Folgenden behandelt [34]:

TeraVista Technologies

Neben mehreren Mikrorelais für HF-Anwendungen bot TeraVista auch Peripheriebauteile. Dazu gehören beispielsweise Treiber-ICs zum Betrieb der elektrostatischen Relais an Logikpegeln [187–189]. Im März 2008 meldete die Firma Konkurs an [190]. Aus Nachrichtenartikeln und Pressemitteilungen lässt sich schließen, dass schon in Kleinserie aufgelegte Musterbauteile bei den Systemherstellern angeboten wurden, jedoch noch keine Bestellungen vorlagen bzw. keine weiteren Fördermittel eingeworben werden konnten.

Panasonic/ Matsushita Electric Works

Das 2006 veröffentlichte Relais ME-X [191] wurde aller Wahrscheinlichkeit nach nie verkauft und 2008 wieder aus den Produktbroschüren entfernt. Die Umstände sind unklar, Bouchard [192] vermutet, dass wegen zu geringer Prozessausbeute die angestrebten Verkaufspreise von 10 USD/Einheit nicht erreicht werden konnten. Allerdings forscht Matsushita weiterhin an Mikrorelais mit dem Fokus auf HF-Anwendungen, was diverse Patentanmeldungen belegen [193–196].

Motorola

Das von de Silva [84] vorgestellte elektrostatische Mikrorelais wurde patentiert [197–199] und erreichte ein fortgeschrittenes Entwicklungsstadium. Ebenfalls vorgestellt wurde eine integrierte Lösung für Treiber, d. h. Ansteuerelektronik und Relais in einem Chip [85]. Hyman gibt an, dass wegen des langsamen Schaltvorganges die ursprünglich geplante Verwendung in Mobiltelefonen nicht möglich sei. Aus diesem Grund sei das Mikrorelais als Schalter für nicht mobile Telekommunikationstechnik weiterentwickelt worden. Mit der Aufteilung von Motorola im Jahr 2008 in mobile Kommunikation (Motorola Mobility) und Telekominfrastruktur (Motorola Solutions) sei der interne Kunde entfallen, woraufhin das Projekt eingestellt wurde.

Cronos

Das elektrothermische Mikrorelais [133] wird bei Thielicke im Jahr 2004 noch als einziges MEMS-Relais am Markt geführt. Es ist jedoch nicht klar, ob tatsächlich eine Serienproduktion stattfand oder lediglich Probeexemplare an potentielle Kunden verschickt wurden. 2002 verkaufte JDS Uniphase die MEMS-Sparte an MEMSCAP. Das Relais ist seither nicht mehr sichtbar und mögliche Nachfolger werden nur noch kundenspezifisch gefertigt. Weitergehende Informationen sind nicht erhältlich. Es besteht jedoch die begründete Vermutung, dass das von Agrawal [125] vorgestellte Mikrorelais so oder in ähnlicher Form in den im nächsten Absatz vorgestellten MEMS-Relaismatrixchip von Simpler Networks und Alcatel-Lucent integriert wurde.

Simpler Networks und Alcatel-Lucent

Der in Abbildung 2.49 a) dargestellte Relaismatrixchip enthält 48 MEMS-Relais und ersetzt die ebenfalls dargestellten klassischen elektromechanischen Relaiskarten. Nur durch diese Miniaturisierung ist es möglich, einen Automated Distribution Frame zur Vermittlung von Telekommunikationssignalen (vgl. Abbildung 2.49 b) mit überschaubarem Bauraum zu realisieren. Durch die Zusammenarbeit von Simpler Networks und Alcatel-Lucent wurde nicht nur der Matrixchip, sondern auch das vollständige ADF-System inklusive notwendiger Software entwickelt und angeboten. Vermutlich wurde das Produkt auf Grund fehlender Kunden und Problemen mit der Langzeitstabilität der MEMS-Relais eingestellt.

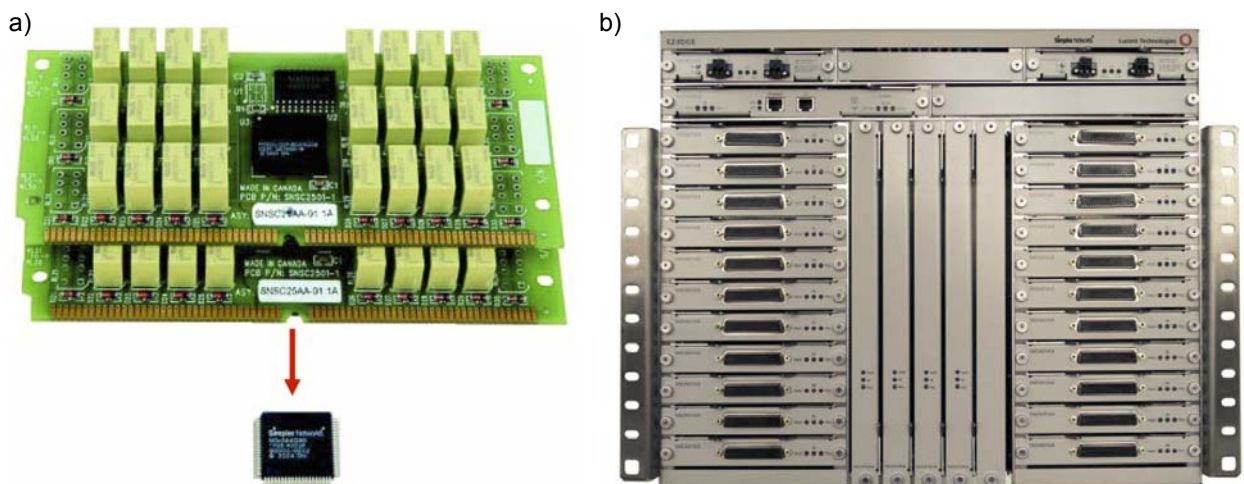


Abbildung 2.49: Automated Distribution Frame auf Basis von Mikrorelaismatrixen von Simpler Networks: a) Vergleich von 48 herkömmlichen elektromechanischen Relais, die in eine Mikrorelaismatrix mit 48 Schaltelementen überführt wurden und b) aufgebautes Gesamtsystem im 19-Zoll-Format [200].

Siemens

Bereits vor dem Entwicklungsstart des Omron-Relais begann die Mikrorelaisforschung bei Siemens unter der Federführung von Schlaak [88, 89]. Der in Abbildung 2.50 dargestellte MEMS-Schalter basiert auf einem elektrostatischen Wanderkeilantrieb und befand sich bereits im Prototypenstadium. Der Verkauf der Relaisparte von Siemens an Tyco Electronics EC führte zu einer Weitervermarktung des Relais unter neuem Firmennamen. Vermutlich begründet durch die Firmenpolitik von Tyco wurde der Prototyp nicht in Serie gefertigt und das MEMS-Projekt nach kurzer Zeit vollständig eingestellt.

2.3 Vergleich und Einordnung der MEMS-Relais

Im Gegensatz zu klassischen elektromechanischen Relais sind Mikrorelais auf Grund des kleinen Bauvolumens und der verfügbaren mikrotechnischen Fertigungsprozesse noch deutlicher auf eine spezielle Anwendung hin entwickelt. Dieser Umstand resultiert in einem sehr breiten Spektrum an Werten für wichtige Relaiseigenschaften (z. B. Kontaktwiderstand oder Kontaktabstand). Vom schnellen Mikro-Nano-Relais, das ausschließlich geringe Leistungen schalten kann, bis hin zu langsamen Konzepten, die dafür große Lasten schalten können, sind viele Varianten vertreten. Die Spe-

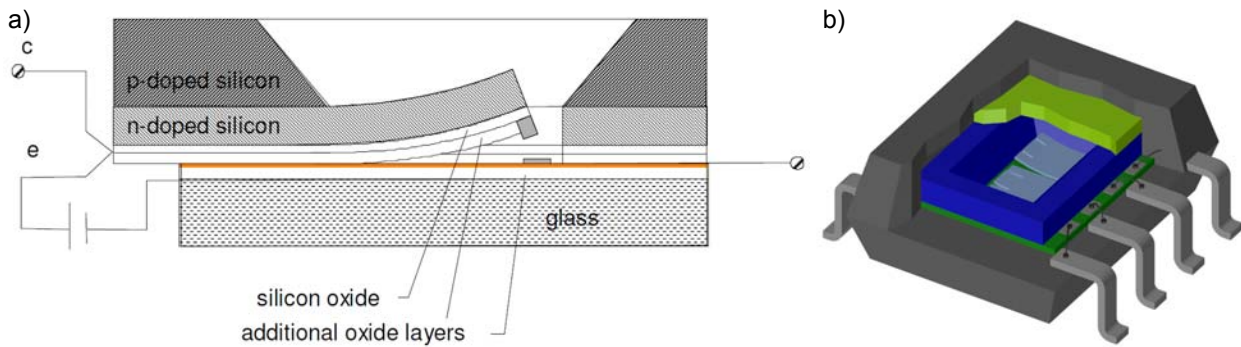


Abbildung 2.50: Elektrostatistisches Mikrorelais mit Wanderkeilantrieb: a) Schematischer Querschnitt des Aufbaus und b) CAD-Zeichnung des gehäuseten Relais mit zwei Kontakten im SMD SO-8 Gehäuse [88].

zialisierung bringt auch Schwachstellen mit sich. Sowohl die aktorprinzipbedingten Unterschiede, als auch die resultierenden Probleme sind im Folgenden dargestellt.

2.3.1 Wesentliche prinzipbedingte Unterschiede

Betrachtet man die in der Literatur veröffentlichten Eigenschaften getrennt nach Aktorprinzip, so lassen sich unterschiedliche Wertebereiche und Mittelwerte für wesentliche Relaisparameter identifizieren. Auf Grund der guten Miniaturisierbarkeit des elektrostatistischen Prinzips ist der in Abbildung 2.51 aufgetragene Kontaktabstand dort am kleinsten. Die Mittelwerte des thermomechanischen ($28,9 \mu\text{m}$), elektromagnetischen ($20,5 \mu\text{m}$) und elektrodynamischen ($19,7 \mu\text{m}$) Prinzips liegen nahe beieinander.

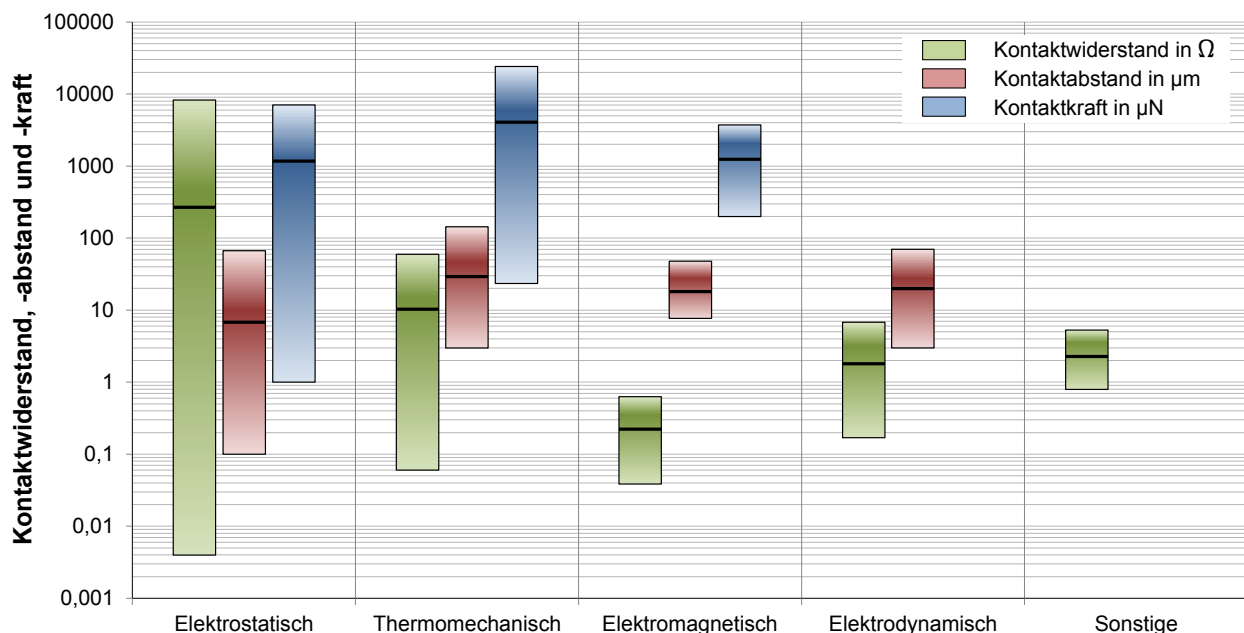


Abbildung 2.51: Vergleich der im Stand der Technik realisierten Kontaktwiderstände in Ω , der Kontaktabstände in μm und der Kontaktkräfte in μN getrennt nach Aktorprinzipien. Der Balken zeigt den in der Literatur gefundenen Wertebereich, die schwarze Markierung im Farbverlauf veranschaulicht den Mittelwert.

Für die Kontaktkräfte sind in der Literatur nicht immer Werte angegeben. Aus diesem Grund werden in Abbildung 2.51 nur das elektrostatische, das thermomechanische und das elektromagnetische Prinzip verglichen. Durch die neuen Mikro-Nano-Relais bringen elektrostatische Schalter auch bei den Kräften die kleinsten Werte mit. Beim Vergleich der Mittelwerte liegen sie allerdings mit den elektromagnetischen Varianten mit ca. 1,2 mN in etwa auf einem Niveau. Die thermomechanischen Relais stellen mit 4,1 mN den höchsten Mittelwert.

Die größte Streuung weisen die in Abbildung 2.51 gezeigten Mittelwerte des Kontaktwiderstands auf. Bedingt durch die kleinen Kräfte, können elektrostatische Varianten nur mit durchschnittlich 269Ω im Vergleich zu den elektromagnetischen Konzepten mit $0,22\Omega$ aufwarten. Im Vergleich zu elektromechanischen Relais, deren Kontaktwiderstand bei ca. $50\text{ m}\Omega$ liegt, weisen viele MEMS-Relais einen deutlich höheren Wert auf. Zum Schalten von größeren Lasten sind sie daher nur bedingt geeignet.

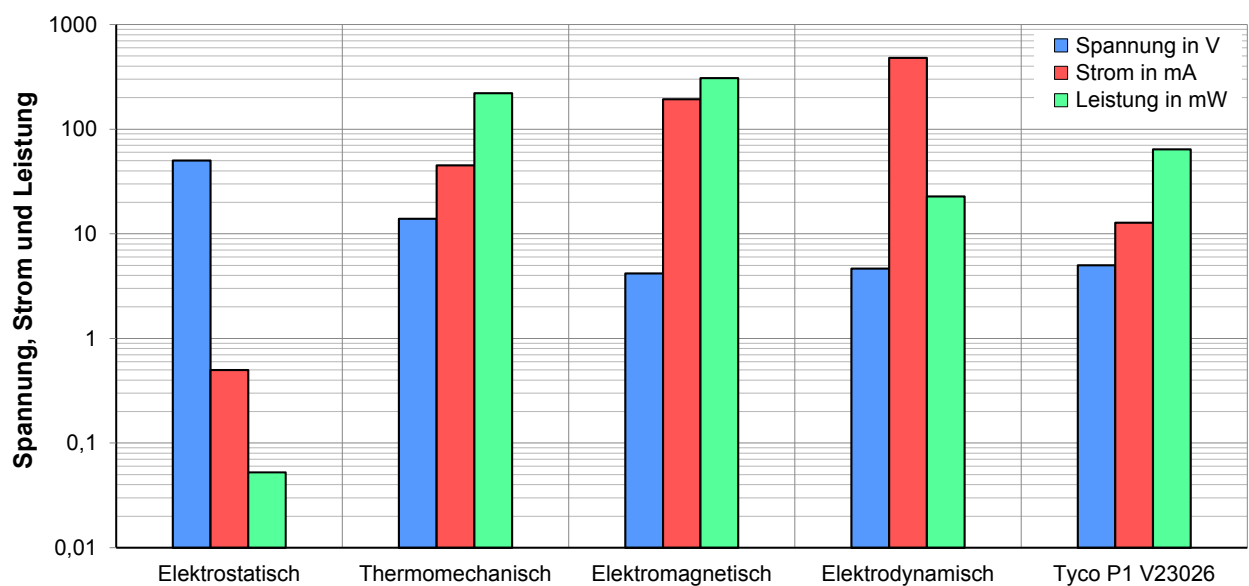


Abbildung 2.52: Vergleich der gemittelten Steuerspannungen, -ströme und -leistungen der MEMS-Relais des Stands der Technik sortiert nach ihren Aktorprinzipien. Als Referenz ist das elektromechanische bistabile Signalrelais P1 V23026 von Tyco Axicom mit 5 V Steuerspannung aufgeführt.

Vergleicht man die gemittelten Steuergrößen (vgl. Abbildung 2.52) untereinander und mit einem klassischen Signalrelais P1 V23026 von Tyco Axicom, so weicht nur das elektrostatische Prinzip deutlich ab. Die Leistungsaufnahme ist dort signifikant geringer als bei allen anderen Prinzipien. Dafür liegen die notwendigen Steuerspannungen mit durchschnittlich 50 V deutlich höher und sind prinzipbedingt nur schwer reduzierbar.

2.3.2 Probleme der kommerziellen Umsetzung

Im Bereich der kommerziellen MEMS-Relais sind bisher vor allem die HF-Varianten von Interesse. Eine Vielzahl dieser Relais wurde 2003/ 2004 angekündigt [34]. Diese Relais sollten im Vergleich zu existierenden Alternativen hervorragende Eigenschaften aufweisen. Der im Zusammenhang mit mobilen Telefonen ausgelöste Hype [183] kam schnell zum Erliegen, weil die erste Generation dieser Mikrorelais die Erwartungen nicht erfüllen konnte. Durch unausgereifte Fertigungsprozesse

kam es häufig zu Ausfällen, z. B. wegen eines Zusammenhaftens der Kontakte oder eines Versagens der Aktorik [183]. Durch diese technischen Unzulänglichkeiten stellte sich auf Seiten der Entwickler Skepsis gegenüber Mikrorelais ein [181].

Als Zeichen mangelnder Robustheit der Fertigungsprozesse können die hohen Streuungen der Kennwerte gelten, welche kommerziell verfügbare Mikrorelais aufweisen. Frühling [168] kommt zu dem Schluss, dass MEMS-Relais in keiner Weise die Qualität von elektromechanischen Relais z. B. im Bereich der Lebensdauer aufweisen, da diese um mehrere Größenordnungen streut. Die am Markt verbliebenen Hersteller von Mikrorelais legen daher sehr viel Wert auf die Darstellung ihrer Produkte als „zuverlässig“. Teilweise werden sogar gemeinschaftliche „Updates on RF MEMS Switch Reliability“ herausgegeben, um das verlorene Vertrauen wiederzugewinnen [201].

Die starke Fokussierung eines MEMS-Relais auf eine einzige Zielanwendung schränkt die benötigten Stückzahlen pro Relais typ deutlich ein. Zum jetzigen Zeitpunkt sind kommerzielle Mikrorelais vor allem in Bereichen zu finden, in denen Kosten gegenüber den technischen Kenngrößen eine untergeordnete Rolle spielen. Da sich die Fertigungskosten aus hohen fixen und geringen variablen Kosten zusammensetzen [29], lohnen sich die bisher umgesetzten geringen Stückzahlen kommerziell kaum. Für Massenanwendungen, z. B. im Konsumgüterbereich, sind Mikrorelais derzeit noch zu teuer [192] und können diesen Preisnachteil auch nicht durch bessere Leistungsdaten rechtfertigen.

Eine weitere Erklärung für die geringe Sichtbarkeit wird von Hyman [172] geäußert: ein Großteil der hergestellten Mikrorelais könnte der „invisible usage“ unterliegen, d. h. in bestehenden Produkten als höherwertige mikrorelaisbasierte Lösung zum Einsatz kommen, ohne dass dies explizit beworben wird. Zuletzt bleibt noch die Möglichkeit, dass Entwicklungen aus Geheimhaltungsgründen nicht veröffentlicht bzw. verwendet werden dürfen, da militärische Interessen berührt werden. Die Vermutung ist zulässig, bedenkt man den hohen Anteil aus diesem Bereich unterstützter Forschungstätigkeiten, die möglichen Verwendungen in militärischen Systemen [202], sowie die Tatsache, dass aus diesem Grund z. B. in den USA Mikrorelais Technologien einer Exportbeschränkung unterliegen.

Dem Autor ist bislang kein Mikrorelais mit ohmschen Kontakten bekannt, das zum Schalten von Gleichströmen oder niederfrequenten Signalen in kommerziellen Produkten Einsatz findet und verfügbar ist. Im nächsten Kapitel werden daher die Anforderungen an ein neuartiges Mikrorelais und die dazu notwendigen Technologien abgeleitet.

3 Konzept des neuartigen MEMS-Relais

Da im Stand der Technik bisher kein kommerzielles Konzept zum Schalten von ohmschen Lasten größer als 0,5 V bei 0,5 mA [164] bekannt ist, wird basierend auf den abgeleiteten technischen Herausforderungen ein neuartiges Mikrorelaiskonzept für den Einsatz in einer Schaltmatrix entwickelt. Die daraus resultierenden Teilprobleme werden in einzelne Forschungsaspekte zerlegt und in den folgenden Kapiteln detailliert behandelt. Zunächst werden im Rahmen der Konzeptphase die Anforderungen an das neue Mikrorelais erarbeitet.

3.1 Ableiten der Relaisanforderungen

Um zum einen auf dem Stand der Technik aufzubauen, zum anderen aber bisherige Probleme im Bereich der MEMS-Relais in den Anforderungen zu berücksichtigen, werden im folgenden Abschnitt wesentliche technische Schwachstellen im Stand der Technik analysiert und zusammengefasst.

3.1.1 Analyse des Stands der Technik

Im Gegensatz zur feinmechanischen Fertigung oder der Fertigung von Mikroelektronik kann im Bereich der MEMS selten auf Standardprozesse zurückgegriffen werden. In der Mikrotechnik liegt eine enge und sich gegenseitig bedingende Verknüpfung von Technologie und Produkt vor [203]. Diese Tatsache wird durch die beiden Zitate „One process, many ICs.“ [204] in der Elektronik und „One product, one process.“ [205] im MEMS-Sektor treffend beschrieben. In Abbildung 3.1 sind die beiden grundsätzlich unterschiedlichen Entwicklungsansätze graphisch veranschaulicht. Die Entwicklung eines MEMS-Produktes erfordert also immer auch eine parallele Entwicklung der entsprechenden Fertigungsprozesse.

In der Literatur sind einige Beispiele zu finden, bei denen „optimale Designs“ von MEMS-Relais vorgeschlagen werden, deren Eigenschaften aber ausschließlich auf Basis von Simulationen bewertet werden. Eine reale Umsetzung und Charakterisierung wird dort nicht umfassend berücksichtigt oder dargestellt (z. B. [86, 206]). Softwaretools für den Entwurf von MEMS-Bauteilen sind zwar verfügbar, können aber die breite Palette an möglichen Prozessvarianten nur bedingt abbilden. Das führt entweder zu einer deutlichen Einschränkung von Konzept- und Entwurfsfreiheiten oder zum Verzicht auf eine entsprechende Softwareunterstützung. Unter anderem deshalb ist die Durchführung von MEMS-Projekten risikoreicher als in anderen Technologiebereichen, was den Schwerpunkt der Forschung weg von der Industrie und hin zu Universitäten und anderen Forschungseinrichtungen verschiebt. Durch die dort grundlagenorientierte Forschung werden Aspekte wie die Prozessrobustheit, die Fertigungskomplexität, die resultierenden Ausschussraten oder die Langzeitstabilität oft nicht oder nur zu wenig beachtet. Da MEMS-Produkte und ihre Fertigungsprozesse stark miteinander verknüpft sind, lassen sich diese Forschungsergebnisse nur schwer in die Industrie überführen. Ein weiterer Grund für einige Schwierigkeiten in der Mikrosystemtechnik ist ihre geschichtliche Abstammung von der Mikroelektronik. Das dabei, inklusive vieler Bearbeitungsprozesse, übernommene Siliziumsubstrat ist beispielsweise nicht für alle MEMS-Bauteile die beste Wahl, war aber lange Zeit ein kaum hinterfragter Standard. Dabei spielen unter anderem Aspek-

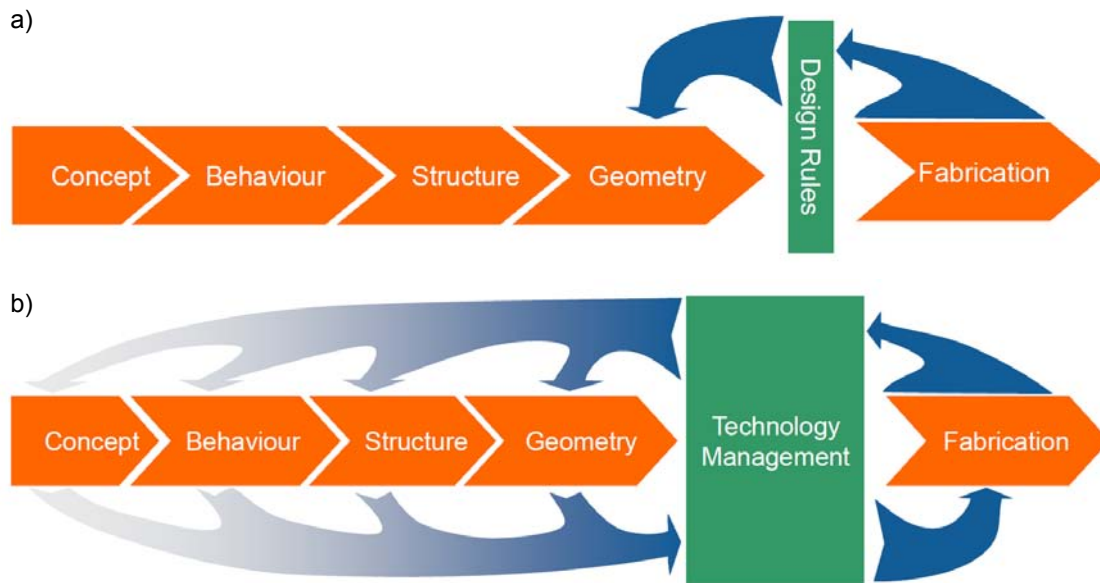


Abbildung 3.1: Unterschiede in der Entwicklung von klassischen feinmechanischen bzw. elektronischen und mikrotechnischen Produkten: a) „One process, many ICs.“ [204] in der Mikroelektronik und b) das „MEMS-Law“ „One product, one process.“ [205] in der Mikrosystemtechnik [203].

te wie die hohen Kosten, die elektrische Leitfähigkeit oder die verminderte Haftung zu anderen Systemteilen eine Rolle.

Nicht selten fehlt bei den in der Literatur vorgestellten Mikrorelais ein vollständiges Konzept, das vom MEMS-Bauteil bis hin zur Aufbau- und Verbindungstechnik alles umfasst. Der Fokus liegt dabei oft auf der Optimierung von Einzelprozessschritten und nicht auf der vollständigen Prozesskette, so dass inkompatible Prozesse bzw. Materialien erst spät auffallen. Die Beständigkeiten einzelner Mikrosystemteile gegenüber nachfolgender Prozessmedien oder -temperaturen kann hier beispielhaft angeführt werden. Chao [207] setzt ganz bewusst nur Prozessschritte ein, die eine maximale Temperatur von 135°C aufweisen und löst damit das Kompatibilitätsproblem für seinen HF-Schalter. Häufig werden komplexe Prozessketten zu Gunsten geschickter Relaisdesigns angewendet. So benötigt das Mikrorelais von Thielicke z. B. 16 Maskenebenen [42] mit allen damit verbundenen Fertigungsrisiken. Dagegen kann das Design von Sterner [115] mit nur einer Maske gefertigt werden, was allerdings einen Verlust der galvanischen Trennung von Steuer- und Lastkreis nach sich zieht. Auch hier ist ein Kompromiss aus Komplexität des Fertigungsprozesses, des MEMS-Bauteils und seiner Funktionalität von wesentlicher Bedeutung. Auch instabile Kontaktwiderstände sind im Stand der Technik vertreten, was unter anderem auf kleine Kontaktkräfte und -flächen zurückzuführen ist, die verschleißbedingte Fremdschichten nur schlecht aufbrechen können. Bei Receveur steigt der Kontaktwiderstand von anfangs 5 Ω nach bereits 40 000 Schaltspielen auf 30 Ω an [92]. Im nächsten Abschnitt werden wichtige Konsequenzen für das Mikrorelais in dieser Arbeit abgeleitet.

3.1.2 Wichtige Anforderungen für Mikrosignalrelais

Berücksichtigt man die im Stand der Technik gefundenen Schwachstellen und die im ersten Kapitel vorgestellte Anwendung als Mikrorelais für Telekommunikationsanwendungen, so lassen sich

notwendige Anforderungen für die Forschung an einem neuen MEMS-Relaisdesign erarbeiten. Die minimalen Anforderungen lassen sich aus der speziellen Applikation einer Schaltmatrix für Telekommunikationssignale ableiten. Darüberhinaus werden weitergefasste Anforderungen diskutiert, die den Wunsch nach einem universellen MEMS-Signalrelais für unterschiedliche Anwendungsbereiche berücksichtigen. Als elektromechanischer Vergleichstyp wird dazu das Signalrelais P1 V23026 von Tyco Axicom [208] herangezogen, da dessen technische Daten – zumindest teilweise – auch mit einem Mikrorelais realisiert werden können. Im Folgenden sind die wesentlichen Anforderungen und Wünsche dargestellt.

Tabelle 3.1: Vier Lastfallbereiche für schaltende Kontakte nach Daxler [209]

Kontakt-beanspruchung	Schaltspannung	Schaltstrom	Einflüsse auf die Kontaktoberfläche
trocken schaltend	kleiner 80 mV	kleiner 10 mA	Partikel, sowie mechanische und chemische Einflüsse
geringe Lasten	80 - 300 mV	kleiner 10 mA	wie oben und Stromwärme im Mikrobereich
Lasten im Zwischenbereich	300 mV - 10 V	kleiner 300 mA	wie oben und Entladungsvorgänge in Form kurzer Bögen
Starkstrom für niedrige Leistung	10 - 400 V	300 mA - 50 A	Auswirkungen des stabilen Lichtbogens

Bestimmend für den Lastkreis eines Relais sind die damit schaltbaren Schaltstrom-Schaltspannungskombinationen. Daxler [209] teilt diese für Mikrorelais in vier (vgl. Tabelle 3.1) Bereiche ein. Keiner dieser Bereiche deckt allerdings die Mindestanforderungen an ein Telekommunikationsrelais ab. Die Speisespannung im Telefonnetz beträgt abhängig vom Abstand zur Vermittlungsstelle und von der Art des Hausanschlusses zwischen 60 und 96 V. Neben reinen Signalen muss das Telefonnetz auch elektrische Leistungen von 410 mW pro Adernpaar zur Verfügung stellen können, um den Notbetrieb eines Telefons am Hausanschluss bei Stromausfall zu gewährleisten [210]. Der dabei fließende Laststrom beträgt maximal 7 mA. Berücksichtigt man die Einteilung von Daxler, einen Sicherheitsabstand zu den 96 V bzw. den 7 mA und die maximal schaltbare Spannung des klassischen Signalrelais P1 V23026, lässt sich die Mindestanforderung an den Lastkreis mit 125 V bei 10 mA bestimmen. Um den Einsatzbereich des MEMS-Relais zu erweitern, soll der Laststrom entsprechend dem P1 V23026 größere Werte annehmen. Wünschenswert ist hier die Vorgabe durch das P1 V23026 (vgl. Abbildung 3.2) von 1 A bei 30 V [208].

Betrachtet man die Literatur zu Kontaktwiderständen, so sind 100 mΩ mit vielen Kontaktwerkstoffen zuverlässig realisierbar. Die bei 10 mA maximal eingekoppelte thermische Leistung ist gut aus dem Mikrosystem ableitbar. Sollen dagegen hohe Ströme von 1 A handhabbar sein, ist ein geringerer Kontaktwiderstand von 50 mΩ, wie beim P1 V23026 wünschenswert. Die im vorhergehenden Kapitel dargestellten Untersuchungen zu Mikrokontaktwiderständen zeigen, dass sich auch dieser Wert erreichen lässt. Das dabei verwendete Kontaktmaterial soll im Rahmen der Arbeit zunächst reines Gold sein, da der Prozessaufwand für Legierungen deutlich höher ist und

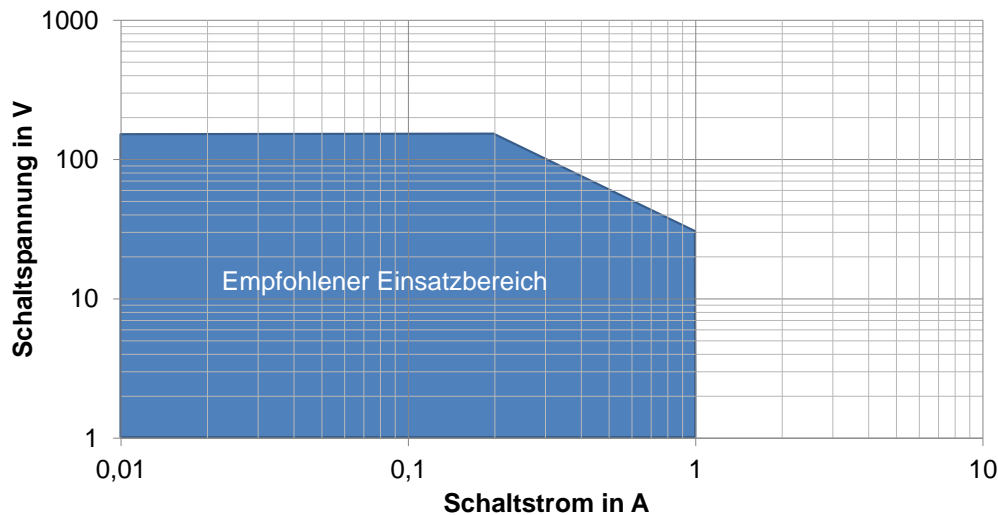


Abbildung 3.2: Maximal mit dem klassischen Signalrelais P1 V23026 von Tyco Axicom trennbare Gleichstromlast nach [208].

der Schwerpunkt auf der Mikroaktorik liegt. Wünschenswert ist allerdings die Legierung AuNi5, welche zu mechanisch stabileren Kontakten führt und deswegen weniger zum „Kleben“ neigt.

Abhängig vom gewählten Kontaktmaterial lässt sich aus der Literatur eine Mindestkraft zum Öffnen bzw. Schließen des Kontakts ableiten. Bei reinem Gold, wie in Abbildung 2.3 dargestellt, kann erst ab etwa 500 μN ein zuverlässiger Kontaktschluss sichergestellt werden. Dabei werden die geforderten 100 $\text{m}\Omega$ Kontaktwiderstand sehr wahrscheinlich unterschritten. Zum aktiven Öffnen der Kontakte wird, bedingt durch das „Kleben“ von Gold, eine deutlich größere Kraft benötigt. Schimkat ermittelt diese zu 2,7 mN [50], weshalb die Mindestforderung mit 3 mN zum Öffnen und 0,5 mN zum Schließen abgeleitet wird. Berücksichtigt man die Tatsache, dass auch größere Lasten sicher geschaltet werden sollen, sind um den Faktor zwei erhöhte Werte von 6 mN bzw. 1 mN wünschenswert. Abhängig vom gewählten bistabilen Mechanismus und der mechanischen Reibung im System muss die Aktorkraft größer als die benötigte Kontaktkraft sein.

Die Durchbruchspannung, d. h. die geforderte Isolationsfestigkeit, im Lastkreis muss in jedem Fall größer als die oben hergeleitete Lastspannung von 125 V sein. Da nach Slade [77] im Bereich kleiner 6 μm die Durchbruchspannung annähernd linear mit dem Abstand steigt und an Luft erst ab diesem Wert sicher bei etwa 300 V liegt, wird als Minimalanforderung eine Durchbruchspannung von 300 V festgelegt. Wünschenswert ist es, eine zum P1 V23026-Relais vergleichbare Isolationsfestigkeit von 500 VAC [208] zu erreichen. Für die Isolationsfestigkeit zwischen Steuer- und Lastkreis lassen sich als Forderung 300 V, als Wunsch – wie beim P1-Relais – 1500 VAC nennen. Entsprechend der beiden Normen Bellcore GR-1089 und FCC Part 68 muss das Relais auch kurzzeitige Überspannungen von 2,5 kV für 2/10 μs bzw. 1,5 kV für 10/160 μs schadensfrei überstehen.

Der ins Relaisgehäuse eingebrachte Druck des Schutzgases lässt sich nach Fröhlich [80] nur durch großen Prozessaufwand erhöhen. Im Rahmen dieser Arbeit soll daher ein Betrieb bei Normaldruck erzielt werden. Die Schutzgasart kann dagegen vergleichsweise einfach geändert werden. Minimalforderung ist also ein Einsatz an Luft, wünschenswert ist ein Betrieb in der für Signalrelais üblichen Schutzgasatmosphäre SF_6 , um die Isolationsfestigkeit zu erhöhen und eine Fremdschichtbildung zu vermindern. Bei dem oben beschriebenen Kontaktabstand von 6 μm lassen sich an Luft die ge-

forderten 300 V erreichen. Beim Einsatz von SF₆ kann die Isolationsfestigkeit sogar auf 500 VAC erhöht werden. Möchte man diesen Wert mit Luft erreichen, so müssen die Kontakte mindestens 30 µm voneinander entfernt sein [74].

Tabelle 3.2: Wichtige Anforderungen an das neuartige Mikrorelais

Nr.	Art	Anforderung	Wert	Bemerkung
1.	W F	Laststrom/ -spannung	$\geq 1 \text{ A@30 V}$ $\geq 10 \text{ mA@125 V}$	P1 V23026 Relais [208] Last im Telefonnetz
2.	W F	Kontaktwiderstand	$\leq 50 \text{ m}\Omega$ $\leq 100 \text{ m}\Omega$	P1 V23026 Relais [208] aus Literaturanalyse
3.	F	Kontaktmaterial	Gold	Worst-Case für Kontaktkraft
4.	W F	Kontaktkraft (schließen)	$\geq 1 \text{ mN}$ $\geq 0,5 \text{ mN}$	Sicherheitsfaktor aus Literaturanalyse
5.	W F	Kontaktkraft (öffnen)	$\geq 6 \text{ mN}$ $\geq 3 \text{ mN}$	Sicherheitsfaktor aus Literaturanalyse
6.	W F	Isolationsfestigkeit (St-La)	$\geq 1500 \text{ VAC}$ $\geq 300 \text{ VDC}$	P1 V23026 Relais [208] nach Slade [77]
7.	W F	Isolationsfestigkeit (La-La)	$\geq 500 \text{ VAC}$ $\geq 300 \text{ VDC}$	P1 V23026 Relais [208] nach Slade [77]
8.	W F	Kontaktabstand	$\geq 30 \text{ }\mu\text{m}$ $\geq 6 \text{ }\mu\text{m}$	nach Paschen [74] nach Slade [77]
9.	F	Steuerleistung	$\leq 410 \text{ mW}$	Leistung im Telefonnetz

* F: Forderung, W: Wunsch, St: Steuerkreis, La: Lastkreis

Um die Energieaufnahme außerhalb der Schaltzyklen auf Null zu reduzieren, muss der bereits angesprochene bistabile Mechanismus integriert werden. Vor allem der Einsatz in einer Telekommunikationsmatrix erfordert lange Haltezeiten eines Schaltzustands im Bereich von Monaten oder Jahren, was diese Forderung begründet. Das Umschalten zwischen den beiden stabilen Schaltstellungen soll möglichst schnell erfolgen. Die Zeit darf auf Grund des Abbrands durch Funkenbildung maximal im einstelligen Millisekundenbereich liegen. Die Ansprechzeit, d. h. die Zeit vom Anlegen der Steuergröße bis zur ersten Änderung des Lastkreises, bestimmt die möglichen Zielanwendungen und die maximal mögliche Schaltfrequenz. Sie sollte ebenfalls im Millisekundenbereich liegen, kann aber abhängig vom Einsatzort des Relais auch länger gewählt werden. Die Leistungsaufnahme beim Schaltvorgang ist in Anlehnung an den Stand der Technik und die im Telefonnetz zur Verfügung stehende Leistung von 410 mW auf diesen Wert beschränkt.

Für den Einsatz als Schaltmatrix für Telekommunikationssignale darf das Mikrorelais den Frequenzgang der VDSL2-Signale bis 30 MHz [211] nicht oder nur in geringem Maße beeinflussen. Zum Erfüllen der Relaisdefinition muss eine galvanische Trennung zwischen Steuer- und Lastkreis vorliegen und die Laststromrichtung soll umkehrbar sein. Diese Eigenschaften können mit einem Solid State Relay nicht erreicht werden, was die Forschung an einem MEMS-Relais motiviert. Die Schaltstellung darf durch eine Änderung der Umgebungstemperatur nicht beeinflusst werden, was von vielen thermomechanischen Mikrorelaisdesigns nicht berücksichtigt wird. Wünschenswert ist ein Betriebstemperaturbereich von -20 bis +80°C.

Zur Fertigung des Mikrorelais sollen bevorzugt robuste und kostengünstige Prozesse und Materialien eingesetzt werden. Diese Prozesse dürfen nicht nur einmalig im Labor durchführbar sein, sondern müssen reproduzierbar wiederholt werden können. Auch das bewusste Lösen von klassischen MEMS-Ansätzen in Form einer Integration von etablierten feinmechanischen Verfahren in den Fertigungsprozess ist gewünscht. Dadurch wird beispielsweise der Einsatz von alternativen Substratmaterialien in Form von FR-4 oder Keramik möglich. Die Aufbau- und Verbindungstechnik des Relais soll ohne Drahtbonden bzw. Lappen und Polieren realisiert werden, um Kosten zu senken und die Leistungsdaten des Systems zu verbessern (z. B. den elektrischen Durchgangswiderstand). Die wichtigsten Anforderungen sind in Tabelle 3.2 zusammengefasst.

3.2 Technologische Randbedingungen

Die im Rahmen der vorliegenden Forschungsarbeit betrachteten wesentlichen Technologien werden in den folgenden Abschnitten dargestellt. Im Hinblick auf die damit erzielbare hohe Prozessrobustheit und die niedrige Ausschussquote werden wichtige Randbedingungen der einzelnen Technologien dargestellt. Diese Grenzen müssen beim Entwurf des Mikrorelais beachtet werden und sind damit wesentlicher Bestandteil dieser Phase. Die Optimierung dieser Basistechnologien am Institut EMK ist genau wie das Mikrosystemdesign Gegenstand der durchgeführten Forschungsarbeiten.

3.2.1 UV-Tiefenlithographie

Die UV-Tiefenlithographie geht auf das im Jahr 1982 am damaligen Kernforschungszentrum Karlsruhe von Becker und Ehrfeld [212] vorgestellte Verfahren zur Herstellung extrem dünner Trenndüsen für die Anreicherung von Uran zurück. Mit diesem LiGA-Verfahren (Lithographie, Galvanik, Abformung) können Aspektverhältnisse, d. h. Strukturhöhe zu -breite, bis 1000:1 [213] erreicht werden. Dabei wird ein Positivresist, meist Polymethylmethacrylat (PMMA), mit paralleler Röntgenstrahlung belichtet, was ein Synchrotron mit hohem Investitionsvolumen erfordert. Auf Grund der hohen Kosten werden durch dieses Verfahren vor allem metallische Formen hergestellt, die mittels Mikrospritzguss abgeformt werden. Durch Anpassen der Photoresiste und der darin enthaltenen Photoinitiatoren kann die Belichtungswellenlänge vergrößert werden und deutlich kostengünstigeres UV-Licht zum Einsatz kommen. Diese UV-basierte Technologie wird in der Literatur auch als UV-LiGA oder „Poor Man’s LiGA“ [214] bezeichnet, bei der Aspektverhältnisse bis 50:1 möglich sind [215]. Angesichts der geringen Kosten kann die erzeugte Mikrostruktur direkt verwendet und muss nicht durch Mikrospritzguss abgeformt werden. Dieser verkürzte Prozess wird unter dem Begriff UV-LiG (Lithographie, Galvanik) zusammengefasst. Infolge der im Vergleich zur Lithographie in der Mikroelektronik hohen Aspektverhältnisse und Schichtdicken werden diese Verfahren in der Literatur unter HARMST (High Aspect Ratio Micro Structure Technology) geführt.

Die UV-Tiefenlithographie beschränkt sich auf das Aufbringen des Photoresists auf ein Substrat, das Backen zum Austreiben der Lösemittel, die Belichtung mittels UV-Licht und die abschließende Entwicklung. Aufgebracht wird der Photoresist meistens durch einen Schleuderprozess (vgl. Abbildung 3.3 b). Bei großen Schichtdicken im zwei- bis dreistelligen Mikrometerbereich werden niedrige Drehzahlen der Lackschleuder benötigt. Ideal ist auch die Verwendung eines mitrotierenden Deckels über dem Substrat, der turbulente Luftströmungen über der Resistoberfläche verhindert

Tabelle 3.3: Vergleich verschiedener UV-Photolithographiemasken [216]

	Filmmaske	Emulsionsplatte	Chromplatte
Trägermaterial	Polyethylen-terephthalat	Soda Lime Glas	Soda Lime Glas, Borosilikat Glas, Quarz Glas
Auflösung	3658 dpi	50.000 dpi	200.000 dpi
Kleinste Strukturen	30 μm \pm 20 μm	20 μm	5 μm
Kosten	niedrig	mittel	hoch

und so für eine gleichmäßigere Schichtdicke sorgt. Diese Funktionalität bringt das in dieser Arbeit eingesetzte Gyrset des Spin Coaters Süss Delta 80 BM mit. Zur deutlichen Reduzierung des im Photoresist enthaltenen Lösemittels wird ein Softbake durchgeführt, d. h. die Substrate werden auf einer Heizplatte thermisch getrocknet. Die anschließende Belichtung erfolgt in einem Mask Aligner Süss MA-56 M mit Hilfe von Schattenmasken (vgl. Abbildung 3.3 c) im Kontaktverfahren, d. h. Maske und Photoresist sind zueinander ausgerichtet und befinden sich in direktem Kontakt. Abhängig von der benötigten Auflösung können dabei die in Tabelle 3.3 dargestellten Masken unterschiedlicher Qualität zum Einsatz kommen. Das Trägermaterial kann dabei entweder aus Glas oder aus Polyethylenterephthalat (PET) bestehen. Je nach gewähltem Photoresist muss nach der Belichtung ein Post Exposure Bake (PEB) zur Vernetzung des Photoresists auf einer Heizplatte stattfinden. Die abschließende Entwicklung kann durch Rühren, Schwenken oder Megaschall [217] unterstützt werden und stellt die gewünschten Photoresiststrukturen frei (vgl. Abbildung 3.3 d).

Zum Einsatz kommen zwei prinzipiell unterschiedliche Arten von Photolacken. Bei positiven Varianten werden die belichteten Stellen durch den Photoinitiator chemisch verändert und mit wasserbasierten Entwicklern gelöst (vgl. Abbildung 3.3 links). Ein auf Grund seiner hohen Schichtdicke von bis zu 100 μm häufig verwendeter Vertreter dieser Gruppe ist der AZ 9260 [218]. Laterale Strukturweiten von 50 μm können zuverlässig in einem großen Prozessfenster auch auf rauen Substraten gefertigt werden. Die negativen Resistvarianten vernetzen in den belichteten Bereichen entweder direkt oder durch einen nachgeschalteten Post Exposure Bake, wobei der übrige Resist mit wasser- oder lösungsmittelbasierten Entwicklern entfernt wird (vgl. Abbildung 3.3 rechts). Diese Lacksysteme werden vor allem für Schichtdicken größer 100 μm eingesetzt und verbleiben teilweise als Konstruktionswerkstoff im Mikrosystem. Ein wichtiger Vertreter ist der sowohl als Konstruktions- als auch als Funktionswerkstoff einsetzbare Negativresist SU-8 [6, 8, 219]. Mit diesem Resist lassen sich Schichtdicken von über einem Millimeter realisieren [220]. Angesichts des notwendigen Post Exposure Bakes weist der entwickelte Lack vergleichsweise große mechanische Spannungen auf, ist aber nach einem finalen Hardbake auf Grund seiner Epoxidbasis für Langzeitanwendungen mit Verbleib im Mikrosystem geeignet. Die Entfernung der Lackform nach der galvanischen Abscheidung ist dagegen nur bedingt nasschemisch oder aber trocken im Plasma möglich. Abhängig von Substratbeschaffenheit und Schichtdicke können laterale Strukturweiten von bis zu 50 μm zuverlässig gefertigt werden. Gute Übersichten zur UV-LiG sind beispielsweise in [213] und [221] dargestellt.

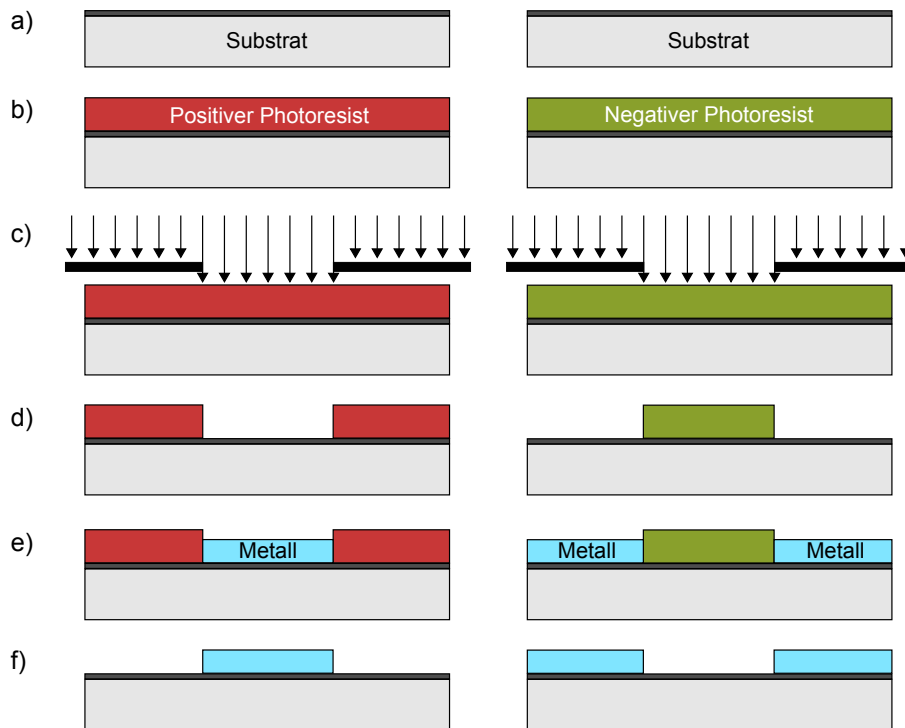


Abbildung 3.3: Vollständiger UV-LiG-Prozess mit positivem (links) und negativem (rechts) Photoresist: a) Aufbringen einer leitfähigen Startschicht, b) Aufschleudern eines Photoresists mit anschließendem Softbake, c) UV-Belichtung durch Schattenmaske, d) Entwickeln der Lackstruktur, e) Galvanische Abscheidung von Metall und f) Strippen der Photolackform.

3.2.2 Mikrogalvanoformung

Für einen vollständigen UV-LiG-Prozess müssen die gefertigten Photoresistformen mittels Mikrogalvanoformung gefüllt werden. Diese galvanische Abscheidung benötigt eine leitfähige Startschicht unter dem Resist. Dabei kann entweder das Substrat selbst elektrisch leitfähig sein oder eine dünne (oft im Bereich von 100 nm) metallische Schicht wird durch die physikalischen Beschichtungsverfahren (PVD) Sputtern bzw. Aufdampfen aufgebracht (vgl. Abbildung 3.3 a). Für diese Arbeit wird eine DC/HF-Sputteranlage von Alcatel mit vier möglichen Targets (Al, Cr, Cu, SiO₂) verwendet. Ebenso kommt die Aufdampfanlage Balzers BAK 600 mit den Metalloptionen Al, Cu, Cr, Ni und Au zum Einsatz. Die Galvanoformung selbst wird mit der µGalv-Anlage der Firma M-O-T durchgeführt, bei der sowohl Gleichstrom- als auch Pulsabscheidung möglich ist. Die Anlage enthält zwei robuste, zusatzfreie Elektrolyte für die Nickel- bzw. Kupferabscheidung mit einem Volumen von je 50 l. Auf Grund der zusatzfreien Elektrolyte können die erzeugten Schichteigenschaften ausschließlich über äußere Parameter [18] wie Stromdichte oder Temperatur eingestellt werden.

Der in Tabelle 3.4 beschriebene Nickelsulfamatelektrolyt wird in [222–224] umfassend diskutiert und dient als Konstruktionsmaterial, d. h. zur Abscheidung von Mikrostrukturen, die im Mikrosystem verbleiben. Der saure Kupferelektrolyt (vgl. Tabelle 3.5) wird in dieser Arbeit zur Abscheidung von metallischem Opferschichtmaterial [215] eingesetzt und ist in [225] ausführlich beschrieben.

Tabelle 3.4: Zusammensetzung des zusatzfreien Nickelsulfamatelektrolyten

Substanz	Menge
Nickelsulfamattetrahydrat	275 g/l
Nickelchlorid	0 g/l
Borsäure	35 g/l
Amidosulfonsäure	nach Bedarf: pH = 4

Vor der galvanischen Abscheidung muss die elektrisch leitfähige Startschicht aktiviert werden, d. h. organische Ablagerungen oder Oxide werden entweder durch ein Plasma oder durch Nasschemie entfernt. Zum einen dient die Aktivierung der Haftungsverbesserung zwischen Substrat und den abgeschiedenen metallischen Strukturen, zum anderen wird ein gleichmäßiger Start des Wachstums über das gesamte Substrat sichergestellt. Die eigentliche Metallabscheidung wird dabei anlagenbedingt galvanostatisch, d. h. mit einer konstanten Stromdichte, durchgeführt (vgl. Abbildung 3.3 e). Über die eingeprägte Ladungsmenge lässt sich bei bekannter Formfläche in guter Näherung die resultierende Schichtdicke bestimmen. Bei den hier verwendeten zweiwertigen Atomen Nickel und Kupfer beträgt die Wachstumsrate der Metallschicht bei einer Stromdichte von 10 mA/cm^2 ca. $0,2 \text{ }\mu\text{m/min}$. Die erreichbaren Schichtdicken liegen in der Größenordnung der Photolackdicke. Dabei können durch zeitliche Änderung der Prozessparameter aus der Waferebene heraus mechanisch vorgespannte Mikrostrukturen realisiert werden [82]. Die Schichtdickenhomogenität hängt bei der Galvanoformung stark von der verwendeten Stromdichte, dem Aspektverhältnis der zu füllenden Strukturen und der Position auf dem Substrat ab.

Tabelle 3.5: Zusammensetzung des zusatzfreien schwefelsauren Kupferelektrolyten

Substanz	Menge
Schwefelsäure	220 g/l
Kupfersulfat (Pentahydrat)	150 g/l
Kupfer	38 g/l
Chlorid	46 mg/l

3.2.3 Trockenätzen und Nasschemie

Zum Entfernen der nach der metallischen Abscheidung verlorenen Photoresistformen können sowohl nasschemische Verfahren, als auch trockene Plasmaprozesse eingesetzt werden (vgl. Abbildung 3.3 f). Positivlacke wie der AZ 9260 können durch Lösungsmittel (z. B. Aceton), spezielle Stripper (z. B. AZ 100 Remover) oder durch Plasma problemlos entfernt werden, so dass die metallischen Strukturen freigestellt werden. Vor allem bei SU-8 ist ein nasschemisches Strippen aufwändig und nur bei unvollständig vernetzten Lackstrukturen mit geringem Aspektverhältnis möglich [8]. Vollständig vernetzte Lackformen können nur durch Trockenätzen abgetragen werden. Die im Rahmen der Arbeit verwendete Anlage ist unter R3T bzw. unter muegge STP 2020 bekannt. Dabei handelt es sich um einen Remote Downstream Plasma Reaktor, bei dem in einem vom Substrat entfernten Plasma freie Radikale erzeugt werden, die dann den Photoresist chemisch zersetzen [226].

Bei diesem Prozess kommen vor allem die Gase O_2 , N_2 und CF_4 zum Einsatz. Die zurückbleibenden Rückstände können entweder durch einen weiteren Plasmaschritt oder durch das Spülen mit deionisiertem Wasser vollständig entfernt werden.

Tabelle 3.6: Zusammensetzung der selektiv zu Nickel arbeitenden Kupferätzlösung APDS (Ammoniakalische Ammoniumperoxodisulfatlösung) [227]

Inhaltsstoff	Chemische Formel	Menge
Ammoniumperoxodisulfat	$NH_4S_2O_8$	285 g
Deionisiertes Wasser	H_2O	855 ml
25%ige Ammoniaklösung	NH_3	228 ml
30%ige Wasserstoffperoxidlösung	H_2O_2	gering (nach Bedarf)

Die mittels Galvanoformung gefertigten Kupferopferschichten können selektiv zu Nickel und vielen weiteren Materialien nasschemisch entfernt werden. Spanier [227] schlägt dazu das Ätzmedium APDS (Ammoniakalische Ammoniumperoxodisulfatlösung) vor, dessen Zusammensetzung in Tabelle 3.6 dargestellt ist. Auf diese Weise können durch die Kombination von Kupferopferschichten und Nickel freitragende Mikrostrukturen erzeugt werden. Für den Entwurf eines Mikrosystems stehen also nur bestimmte Materialkombinationen zur Verfügung, bei denen eine selektive Entfernbarkeit oder eine Resistenz gegen Prozesschemikalien nachgewiesen ist. Zwei ausführliche Übersichten zu Ätzraten unterschiedlicher Materialien und verwendbaren Ätzmedien stellt Williams [228, 229] vor.

3.3 Teilprobleme des Mikrorelais

Die beschriebenen Anforderungen werden zum aktuellen Zeitpunkt von keinem bisher bekannten Mikrorelais erfüllt. Daher wird im Rahmen dieser Arbeit an einem neuartigen MEMS-Relais zum Einsatz in Matrixanordnungen und den zur Herstellung notwendigen robusten Fertigungstechnologien geforscht. Das Mikrosystem selbst kann dabei in scharf abgegrenzte und mit klaren Schnittstellen versehene Teilprobleme zerlegt werden. Die am Anfang des Kapitels dargestellte Abhängigkeit von Systemkonzept und Fertigungstechnologie führt allerdings zu zusätzlichen komplexen Schnittstellen (vgl. Abbildung 3.4), welche Abhängigkeiten zwischen allen Teilproblemen schaffen. Daher müssen Konzept und Technologie immer wieder aufeinander abgestimmt werden, was eine getrennte Bearbeitung der Teilprobleme nur bedingt zulässt. In den folgenden Abschnitten werden die Teilprobleme ausführlich diskutiert.

3.3.1 Aktorprinzip

Das auf Grund seiner funktionsbestimmenden Eigenschaften wichtigste Teilproblem des Mikrorelais ist die Wandlung der elektrischen Steuergröße in eine mechanische Ausgangsgröße, die zum Schalten verwendet werden kann. Zur Leistungsfähigkeit und Miniaturisierung von unterschiedlichen Aktorprinzipien gibt es in der Literatur einige Untersuchungen. Die Arbeiten von Ishihara [230], Peirs [231], Schenk [232], Krijnen [233], Kohl [93] und Herding [234] beschäftigen sich unter anderem mit dem Skalierungsverhalten vor allem in Bezug auf darstellbare Kräfte. In Tabelle 3.7 sind die Ergebnisse von Kohl dargestellt. Hier ist zu erkennen, dass die Aktorkraft – bis auf

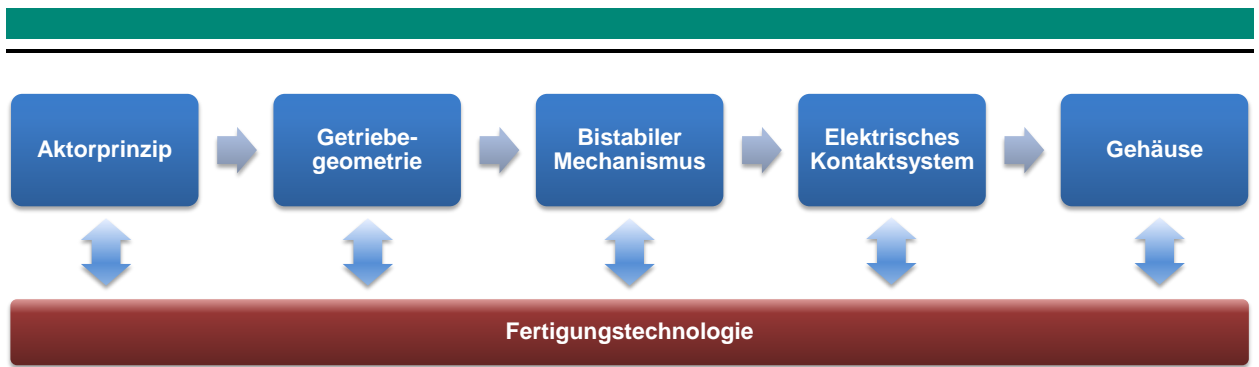


Abbildung 3.4: Klar abgegrenzte Teilprobleme des Mikrorelais mit eindeutigen Schnittstellen untereinander, aber komplexen Schnittstellen zur Fertigungstechnologie.

wenige Ausnahmen – quadratisch mit der relativen Längenänderung r einer geometrischen Ak-
torabmessung skaliert. Auch Trimmer [235] kommt bereits 1989 zu diesem Ergebnis und erklärt
die Ausnahmen im elektrostatischen und piezoelektrischen Fall über die Annahme, dass die Pa-
schenkurve für kleine Abstände Bestand hat und die Feldstärke $E \propto r^{-0,5}$ ist. Die zweite Ausnahme
bilden die magnetischen Prinzipien. Hier skalieren die Kräfte je nach Annahme mit der zweiten
oder vierten Potenz. Nimmt man an, dass die Stromdichte J auf Grund einer besseren Kühlung im
miniaturisierten Fall mit r^{-1} ansetzbar ist, ergibt sich eine quadratische Abhängigkeit von r . Gilt
das allerdings nicht, d. h. $J \propto r^0$, skaliert die Kraft mit r^4 . Aus diesem Grund werden magnetische
Prinzipien meist nur im Bereich der Makroanwendungen eingesetzt. Trimmer gibt für den Mikro-
bereich die Empfehlung elektrostatische Prinzipien einzusetzen. Die Energiedichte U/V bleibt mit
den schon bei der Kraft dargestellten Ausnahmen von Mikro- bis Makrobereich unverändert, d. h.
sie skaliert mit r^0 .

Tabelle 3.7: Skalierungsverhalten von Kraft, Energie- und Leistungsdichte verschiedener Aktorprinzipien
nach Kohl [93]

Aktorprinzip	Annahme	Kraft	Energiedichte	Leistungsdichte
Elektrostatisch	$E \propto r^0$	$F \propto r^2$	$U/V \propto r^0$	$P/V \propto r^{-1}$
	$E \propto r^{-0,5}$	$F \propto r^1$	$U/V \propto r^{-1}$	$P/V \propto r^{-2,5}$
Magnetisch	$J \propto r^0$	$F \propto r^4$	$U/V \propto r^2$	$P/V \propto r^2$
	$J \propto r^{-1}$	$F \propto r^2$	$U/V \propto r^0$	$P/V \propto r^{-1}$
Piezoelektrisch	$E \propto r^0$	$F \propto r^2$	$U/V \propto r^0$	$P/V \propto r^{-1}$
	$E \propto r^{-0,5}$	$F \propto r^{1,5}$	$U/V \propto r^{-0,5}$	$P/V \propto r^{-1,75}$
Formgedächtnis	$J \propto r^0$	$F \propto r^2$	$U/V \propto r^0$	$P/V \propto r^0$
	$J \propto r^{-1}$	$F \propto r^2$	$U/V \propto r^0$	$P/V \propto r^{-2}$

Diese theoretischen Skalierungsverhalten können ein Kriterium für die Aktorauswahl sein, geben
aber keine Aussage über tatsächlich realisierbare Energiedichten der Prinzipien. Abschätzungen
zu absoluten Werten werden von Gilbertson [236], Huber [237], Carlen [238], Kohl [93], Zupan
[239] und Bell [240] veröffentlicht. In Tabelle 3.8 sind Werte von vier Autoren gegenüberge-
stellt. Auffällig ist, dass sich die jeweils erreichbaren maximalen Energiedichten um Größenord-
nungen unterscheiden. Grund dafür ist, dass diese Abschätzungen auf konkreten technologischen
Realisierungen basieren und, ausgehend von dieser speziellen Umsetzung, auf das Akteurprinzip

verallgemeinert wird. Unter der Annahme, dass die lateralen Abmessungen des Mikrosystems volumenbestimmend sind, wird in Tabelle 3.9 an Beispielen aus dem Stand der Technik zu Mikrorelais ein vergleichbares Verhalten dargestellt. Ausgewählt sind je drei Literaturquellen, die den abgedeckten Energiedichtebereich gut repräsentieren. Die absoluten Werte sind dabei weitgehend unabhängig vom gewählten Aktorprinzip. Auffällig sind allerdings die niedrigen Energiedichten der elektromagnetischen MEMS-Relais, die nach Tabelle 3.8 mindestens im Bereich der elektrostatischen Prinzipien liegen sollten.

Tabelle 3.8: Zusammenstellung von in der Literatur angegebenen maximalen Energiedichten in J/m^3 für verschiedene Aktorprinzipien

Aktorprinzip	Carlen [238]	Gilbertson [236]	Kohl [93]	Kasper [241]
Elektrostatisch	10^2 bis 10^3	$4 \cdot 10^5$	10^5	10^4
Thermomechanisch	10^5	10^4	k. A.	10^6
Elektromagnetisch	10^4	10^6	$4 \cdot 10^5$	10^5
Piezoelektrisch	k. A.	10^4	10^4	$2 \cdot 10^5$
Formgedächtnis	10^7	$6 \cdot 10^6$	10^7	$3,5 \cdot 10^5$
Thermopneumatisch	10^8	$4 \cdot 10^6$	10^6	$5 \cdot 10^5$

Auch Kohl schreibt, dass die erzielbaren Energiedichten bei einer bestimmten Baugröße neben dem prinzipbedingten Skalierungsverhalten maßgeblich vom Aktordesign und den technologischen Randbedingungen abhängen [93]. Auch hier zeigt sich die in Abschnitt 3.1.1 dargestellte enge Verknüpfung von Technologie und MEMS-Konzept. Die unter den gegebenen Grenzen möglichst optimale Umsetzung des Mikrosystems zeigt dabei den größten Einfluss auf seine Leistungsfähigkeit. Die in dieser Arbeit betrachtete Mikroaktorik mit Abmessungen im unteren Millimeterbereich und Hüben im zwei- bis dreistelligen Mikrometerbereich kann daher weder alleine auf Basis von Skalierungsverhalten, noch auf Basis von maximalen Energiedichten ausgewählt werden. Im Folgenden sind wesentliche Charakteristika der betrachteten Aktorprinzipien zusammengefasst.

Elektrostatisch: Hier werden sehr geringe Steuerleistungen, aber hohe Steuerspannungen benötigt. Die realisierbaren Aktorhübe sind gering.

Thermomechanisch: Hier sind große Energiedichten erreichbar, die umsetzbare Dynamik ist dagegen gering.

Elektromagnetisch: Hier sind ebenfalls hohe Energiedichten möglich, wenn die technologischen Herausforderungen im Bereich Flussführungsmaterial und Spulenfertigung gelöst werden.

Elektrodynamisch: Hier lassen sich große Aktorhübe mit konstanter Kraft realisieren. Zur Umsetzung ist immer ein starker Permanentmagnet notwendig.

Piezoelektrisch: Das in der Makrowelt sehr leistungsstarke Prinzip wird bisher technologiebedingt kaum im Mikrobereich eingesetzt.

Formgedächtnis: Auch hier sind große Energiedichten erreichbar. Die Fertigung im Nutzen befindet sich technologisch noch in den Anfängen.

Als zusätzliche Kriterien können für die Auswahl des Prinzips die Dynamik, der Wirkungsgrad, die Fertigungstechnologie, die Prozesskomplexität und die Steuergrößenbereiche herangezogen wer-

Tabelle 3.9: Vergleich flächenbezogener Energiedichten ausgewählter Mikrorelaisveröffentlichungen, sortiert nach Aktorprinzipien

Aktorprinzip	Kontaktabstand in μm	Kontaktkraft in mN	Aktorfläche in mm^2	ber. Energiedichte in mJ/m^2	Quelle
elektrostat.	1,3	0,2	0,125	2,1	[114]
	14	1	1,5	9,3	[88]
	0,85	1,2	0,0225	45,3	[120]
thermomech.	3	0,31	0,45	2,1	[131]
	88	0,234	0,3	6,9	[123]
	114	4	2,5	182,4	[128]
elektromagn.	10	2,5	21,6	1,2	[143]
	22	1	17	1,3	[141]
	7,7	0,2	0,75	2,1	[144]

den. Für diese Arbeit wird, unter anderem begründet durch die großen möglichen Energiedichten, das elektrothermische Aktorprinzip ausgewählt. Nach Eicher [215] dominiert bei allen thermomechanischen Prinzipien die thermische deutlich gegenüber der mechanischen Zeitkonstanten. Da die Gesamtdauer des Schaltvorgangs für die Anwendung in einer Telekommunikationsmatrix nur wenig relevant ist, muss lediglich über einen nachgeschalteten bistabilen Mechanismus das eigentliche Umschalten beschleunigt werden, um den Lichtbogen zeitlich so kurz wie möglich zu halten. Der Wirkungsgrad des Mikroaktors ist ebenfalls wenig relevant, da das finale System ein bistabiles Verhalten aufweisen soll und in der Anwendung „Telekommunikations-Schaltmatrix“ nur wenige Schaltvorgänge pro Jahr durchgeführt werden. Die gute Umsetzbarkeit des elektrothermischen Aktorprinzips mit Hilfe polymerer Werkstoffe ist vor allem im Hinblick auf kostenoptimierte Mikrosysteme von besonderem Interesse. Beispiele zu vorangegangenen Arbeiten sind in [242–244] dargestellt. In der vorliegenden Arbeit wird SU-8 als polymerer Konstruktions- und Funktionswerkstoff eingesetzt, der durch UV-Tiefenlithographie strukturiert wird.

Als Aktuierungsrichtung wird eine in-plane-Bewegung ausgewählt. Im Hinblick auf die geforderte Unempfindlichkeit gegenüber Umgebungstemperaturschwankungen lässt sich so die Komplexität des mikrotechnischen Fertigungsprozesses im Vergleich zur Realisierung einer out-of-plane-Bewegung deutlich reduzieren, d. h. die Anzahl an notwendigen Lithographiemasken wird sinnvoll begrenzt. Im Stand der Technik findet sich – vermutlich aus diesem Grund – kein temperaturkompensiertes elektrothermisches Mikrorelais mit out-of-plane-Antrieb. Im Gegensatz dazu haben mehrere Autoren die Fertigung von elektrothermischen in-plane-Aktoren mit wenigen Lithographiemasken nachgewiesen [125, 130, 131, 215].

Die Verwendung eines elektrisch nicht leitenden Polymers als thermischer Ausdehnungskörper erfordert eine separat aufgebrachte Heizstruktur, die elektrische in thermische Energie wandelt (vgl. Kapitel 4). Zum Einsatz kommen dabei dünne Metallleiterbahnen, die auf Grund ihres elektrischen Widerstands diese Wandlung übernehmen. Über deren Dimensionierung kann ein nahezu beliebiges Verhältnis aus Steuerspannung und -strom realisiert werden. Auch kann der Wärmeeintrag in den Ausdehnungskörper über die Geometrie der Heizstrukturen optimiert werden. In der

vorliegenden Arbeit sind die Ausdehnungskörper allerdings so klein, dass kein Spielraum bei der Geometrieviation der Heizstrukturen besteht. In einer Anschlussarbeit wird diese Optimierung für einen größeren Ausdehnungskörper exemplarisch durchgeführt [245].

3.3.2 Getriebegeometrie und Verschaltung

Die Auswahl des elektrothermischen Aktorprinzips mit den Randbedingungen einer lateralen Bewegung und einer Fertigung mit Hilfe der UV-Tiefenlithographie schränkt die zur Verfügung stehenden Getriebegeometrien und mögliche Aktorverschaltungen ein. Die in Abbildung 3.5 a) bis d) dargestellten und aus [215] entnommenen möglichen Getriebe werden in dieser Arbeit um eine fünfte prinzipiell unterschiedliche Variante – den symmetrischen Pseudobimorph – erweitert.

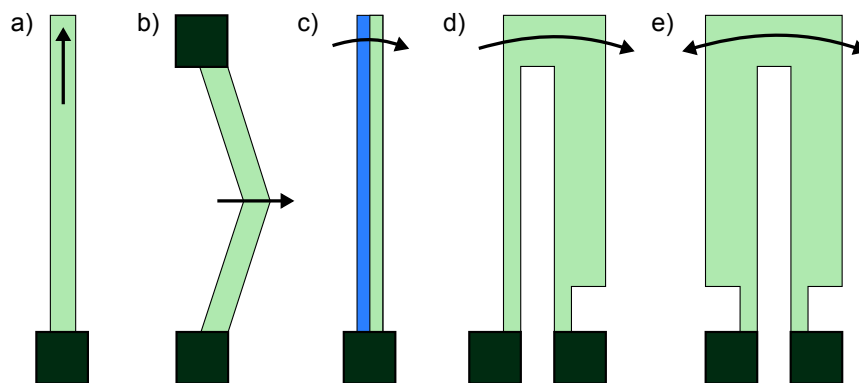


Abbildung 3.5: Mögliche Getriebegeometrien zum Umsetzen der thermischen Energie in die mechanischen Größen Kraft und Weg: a) Einfacher Dehnungsbalken, b) Kniehebel, c) Bimorph, d) asymmetrischer Pseudobimorph und e) symmetrischer Pseudobimorph.

Der in a) gezeigte einfache Dehnungsaktor längt sich bei Erwärmung und kann auf diese Weise große Kräfte bei kleinen Hüben erzeugen. Zur gezielten Anpassung des Verhältnisses aus Aktorkraft und -hub kann der beidseitig eingespannte Kniehebel b) eingesetzt werden. Die Bimorphstruktur in c) nutzt den Verbund von zwei Materialien mit unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten, um die Getriebeübersetzung einzustellen. Der in d) gezeigte asymmetrische Pseudobimorph besteht dagegen aus nur einem Material, benötigt aber zwei unterschiedliche Temperaturen im linken und rechten Balken. Diese asymmetrische Form ist in der Literatur durch die Fertigungstechnologie und den Heizmechanismus begründet. Dabei ist der elektrische Widerstand indirekt proportional zur Balkenquerschnittsfläche, d. h. der dünne Balken weist eine höhere Temperatur als der dicke Balken auf, wodurch die Aktorwirkung erzielt wird. Wichtige Eigenschaften der in Abbildung 3.5 gezeigten Getriebe sind in Tabelle 3.10 zusammengefasst.

Die in Abbildung 3.5 a) bis c) dargestellten Getriebevarianten haben einen wesentlichen Nachteil: Änderungen der Umgebungstemperatur führen zu einer ungewollten Aktuierung des Systems. Der asymmetrische Bimorph kann – sofern er vollständig aus einem elektrisch leitfähigen Material besteht – temperaturkompensiert sein. Beim Anbringen eines Heizelements geht diese Umgebungstemperaturunabhängigkeit allerdings verloren. Sowohl Geometrie, als auch Wärmeeinkopplung müssen daher symmetrisch ausgelegt werden, was in e) umgesetzt ist. Dieser symmetrische Pseudobimorph ist die einzige implizit temperaturkompensierte Variante und wird daher im Rahmen der Arbeit ausgewählt.

Tabelle 3.10: Vergleich der in Abbildung 3.5 dargestellten Getriebegeometrien aus polymerem Werkstoff SU-8 bei identischem thermischem Energieeintrag von der Unterseite im Hinblick auf darstellbare Kräfte und Wege, eine ungewollte Out-of-plane-Bewegung und die implizite Kompensation von Umgebungstemperaturschwankungen

	Einfacher Balken	Kniehebel	Bimorph	asymm. Pseudo-bimorph	symm. Pseudo-bimorph
darstellbare Kräfte	groß	groß	klein	klein	klein
darstellbare Wege	klein	klein	groß	mittel	mittel
out-of-plane-Bewegung	groß	klein	groß	mittel	mittel
temperaturkompensiert	nein	nein	nein	bedingt	ja

Geometriebedingt können mit dem symmetrischen Pseudobimorph eher große Stellwege als große Kräfte realisiert werden. Durch eine mechanische Parallelschaltung dieser Antriebselemente kann die Aktorkraft bei gleichbleibendem Stellweg vervielfacht werden. Da aus der Makrowelt bekannte Drehgelenke in der Mikrotechnik nur mit großem Prozessaufwand realisierbar sind, kann die Parallelschaltung entweder über Festkörpergelenke (vgl. Übergang von Einspannung des Pseudobimorphs auf den U-förmigen Teil) oder über hysteresebehaftete mechanische Kupplungen (vgl. Abbildung 3.6) erfolgen. Im zweiten Fall sind Antrieb und zu aktuierende Struktur mechanisch nicht miteinander verbunden, d. h. eine Kraftübertragung findet ausschließlich während der Aktuierung statt. Beide Mechanismen, Pseudobimorphgeometrie und Parallelschaltung, schaffen die Entwurfsfreiheit, die zur Einstellung eines nahezu beliebigen Kraft-Weg-Verhältnisses notwendig ist (vgl. Kapitel 4 und 5).

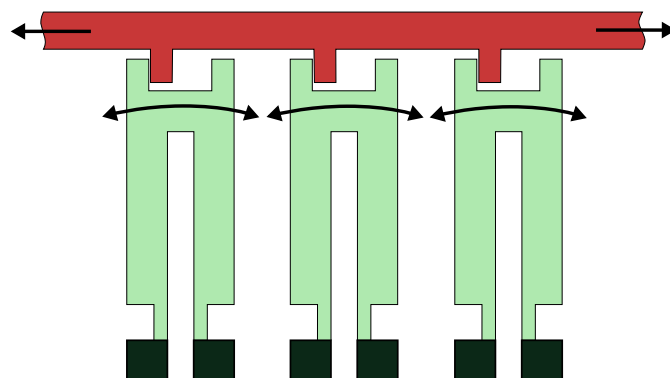


Abbildung 3.6: Parallelschaltung von Mikroaktoren in symmetrischer Pseudobimorphausführung mit hysteresebehafteter Kupplung zur Vergrößerung der Kraft bei gleichbleibendem Hub.

3.3.3 Bistabiler Mechanismus

Zum Erzeugen von zwei definierten Schaltzuständen, die ohne Zuführung von elektrischer Energie gehalten werden, wird ein bistabiler Mechanismus herangezogen. In Analogie mit einem Ball in einer hügeligen Landschaft [246], nimmt das System dabei immer den Zustand eines lokalen Energieminimums ein. In dieser in Abbildung 3.7 dargestellten Analogie ergeben sich die bei-

den stabilen Positionen A und C jeweils im Tal mit der instabilen Position B dazwischen. Dieses Verhalten kann prinzipiell auf zwei Arten im Mikrosystem erzeugt werden: mechanisch oder magnetostatisch.

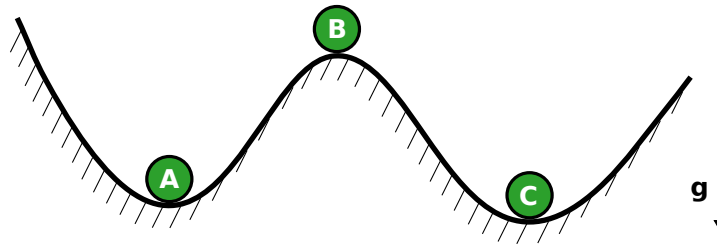


Abbildung 3.7: Analogie nach [246] eines bistabilen Mechanismus mit einem Ball in einer hügeligen Landschaft: Die lokalen Energieminima erzeugen die beiden stabilen Zustände A und C, der instabile Zustand B liegt dazwischen.

Die mechanischen Realisierungen lassen sich beim Stand der Technik zu Mikrorelais in drei grundsätzlich unterschiedliche Verhaltensweisen unterteilen: Verklemmen, Verhaken und Schnappen. Beim Klemmprinzip von Fu [157] wird der stabile Zustand über die Haftreibung zwischen Rotor und zwei elektrischen Kontakten erzeugt. Bei den verhakenden Varianten werden mindestens zwei Aktorelemente oder Aktoren zeitlich getrennt angesteuert, um die beiden stabilen Zustände zu erreichen. Bei Sun [122] findet die Bewegung zum Verhaken aus der Substratebene heraus statt, bei Agrawal, Foulds und Jahedi [125, 247–249] in der Ebene. Beide bistabilen Varianten weisen eine Dynamik auf, die maximal der Aktordynamik entspricht. Im Gegensatz dazu verbessern schnappende Mechanismen die Aktordynamik, weil zunächst die in Abbildung 3.7 gezeigte Energiebarriere bei B überwunden werden muss, bevor das System dann – in den meisten Fällen schneller – in den zweiten stabilen Zustand übergeht. Dieses laterale Schnappen wird von einigen Autoren erfolgreich eingesetzt [92, 126–128, 154, 244, 250, 251].

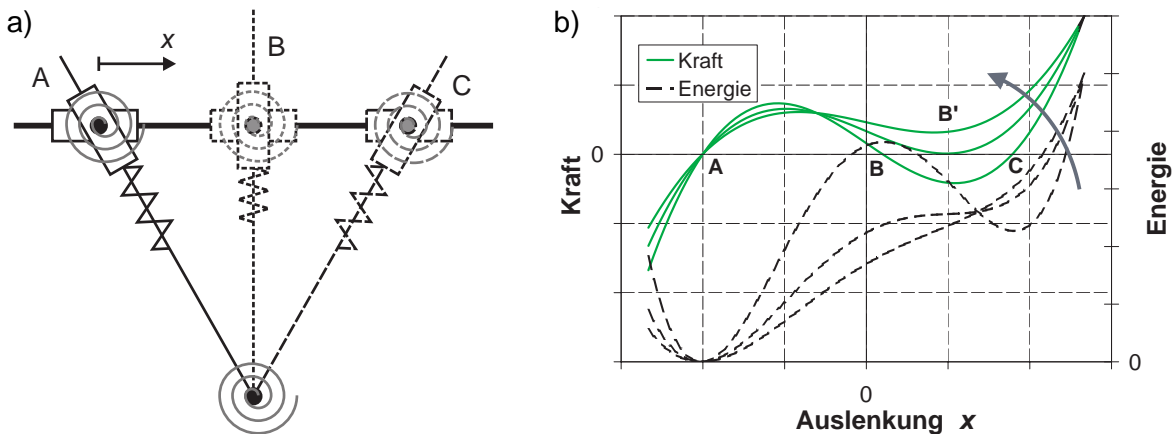


Abbildung 3.8: Besonderheit eines mechanisch bistabilen Mechanismus: Mikrotechnische Festkörpergelenke führen auf Grund ihrer Federeigenschaften zu einer Verschiebung des Energieverlaufs: a) Pseudostarrkörpermodell und b) Auswirkung auf die Energie- und Kraftkennlinien [215].

Geht man von idealen Gelenken aus, so liegen die stabilen Zustände auf demselben Energieniveau. Eine symmetrische Kraftwirkung in beide Richtungen ist die direkte Folge. Jensen [252] und Soenmez [253] zeigen dazu idealisierte mathematische Modelle, wobei eine mikrotechnische Fertigung

nicht berücksichtigt wird. Baker [135] zeigt, dass sich Drehgelenke auch mikrotechnisch fertigen lassen, wobei der prozesstechnische Aufwand um ein Vielfaches größer als bei Festkörpergelenken ist. Abgesehen von Gomm [123, 254], der seine eigenen Relaisarbeiten direkt auf den Arbeiten von Baker aufbaut, verwendet keiner der Autoren mikrotechnisch gefertigte Drehgelenke. Der in Abbildung 3.8 a) dargestellte Einsatz von Festkörpergelenken führt allerdings zu mechanisch bistabilen Mechanismen, die zwei stabile Zustände auf unterschiedlichem Energieniveau (vgl. Abbildung 3.8 b) aufweisen [255]. Auf Grund der Federeigenschaften der Festkörpergelenke entstehen in beide Bewegungsrichtungen des Mechanismus unterschiedliche Kraftwirkungen. Die Richtung, in der die kleinere Kraft wirkt, muss dabei fertigungsbedingt zur Erzeugung der Kontaktkraft verwendet werden. Das Öffnen der Kontakte geschieht in die betragsmäßig größere Kraftrichtung.

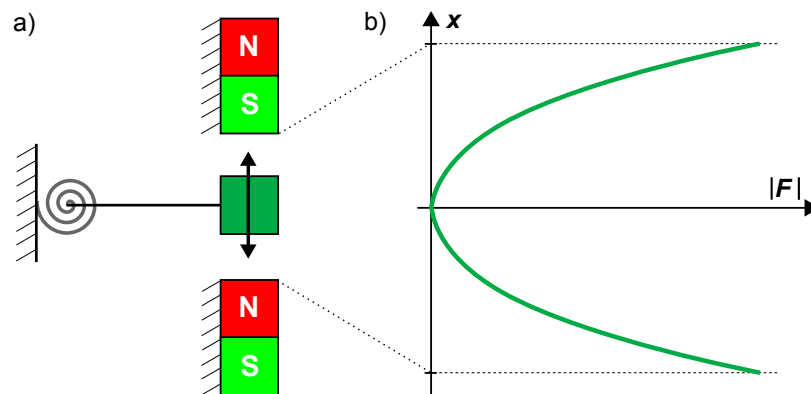


Abbildung 3.9: Prinzipbild eines magnetostatisch bistabilen Mechanismus: a) Draufsicht mit zwei Permanentmagneten und einem ferromagnetischen federnd gelagerten Anker dazwischen und b) Qualitatives Kraft-Weg-Diagramm über den Verstellweg des Ankers.

Weniger Arbeiten gibt es dagegen auf dem Gebiet der magnetostatischen Erzeugung von zwei stabilen Systemzuständen. Ein lateral in der Ebene wirkender Mechanismus wird von Hashimoto [160] vorgestellt. Dieser basiert, genau wie die aus der Ebene heraus arbeitenden Mechanismen [136–138, 148–150, 256, 257] auf der Minimierung der Energie im Magnetfeld. Das Magnetfeld wird dabei über einen oder mehrere Permanentmagnete ins Mikrosystem eingebracht, was allerdings den Fertigungsaufwand erhöht. Im Gegensatz zu mechanisch schnappenden bistabilen Mechanismen wirkt sich der Kontaktabbrand und damit eine Änderung des Kontaktabstands kaum auf die resultierende Kontaktkraft aus. Eine zusätzliche Überhubfeder zur Kompensation des Abbrands kann dabei entfallen. Einen weiteren Vorteil stellt die bei geschlossenen Kontakten maximale Kraft dar, d. h. die Energieminima befinden sich, wie in Abbildung 3.9 exemplarisch für eine Umsetzung gezeigt, an den Kontaktflächen. Ein Umschnappen zwischen beiden stabilen Zuständen ist analog zum mechanischen Fall gegeben. Im Hinblick auf eine Matrixanordnung können bei magnetisch bistabilen Varianten mehrere Mikrorelais mittels eines einzigen Magneten mit magnetischem Fluss beaufschlagt werden. Der Nachteil der im System notwendigen Permanentmagnete wird dadurch abgeschwächt, weshalb im Rahmen dieser Arbeit ein magnetisch bistabiles Konzept ausgewählt wird.

Zur Einbringung der Permanentmagnete können prinzipiell unterschiedliche Ansätze verfolgt werden, die in Abbildung 3.10 dargestellt sind. Hashimoto [160] bringt beispielsweise ferromagnetisches Material (z. B. NiFe) ins Mikrosystem ein und magnetisiert das System nach der Fertigung.

Die mit der magnetischen Remanenz realisierbaren Haltekräfte liegen deutlich unter den mit Hartmagneten erzielbaren Werten. In Bezug auf umsetzbare Kräfte verhalten sich die beiden anderen Einbringungsvarianten durch eine direkte Magnetstrukturierung im Mikrosystem ähnlich. Dazu werden mit hartmagnetischen Partikeln gefüllte Pasten bzw. Photolacke durch Siebdruck [258] bzw. UV-Tiefenlithographie [259, 260] ins Mikrosystem eingebracht. Dabei handelt es sich um aussichtsreiche Ansätze, die im Rahmen dieser Arbeit auf Grund ihrer großen technologischen Herausforderungen nicht weiter betrachtet werden können.

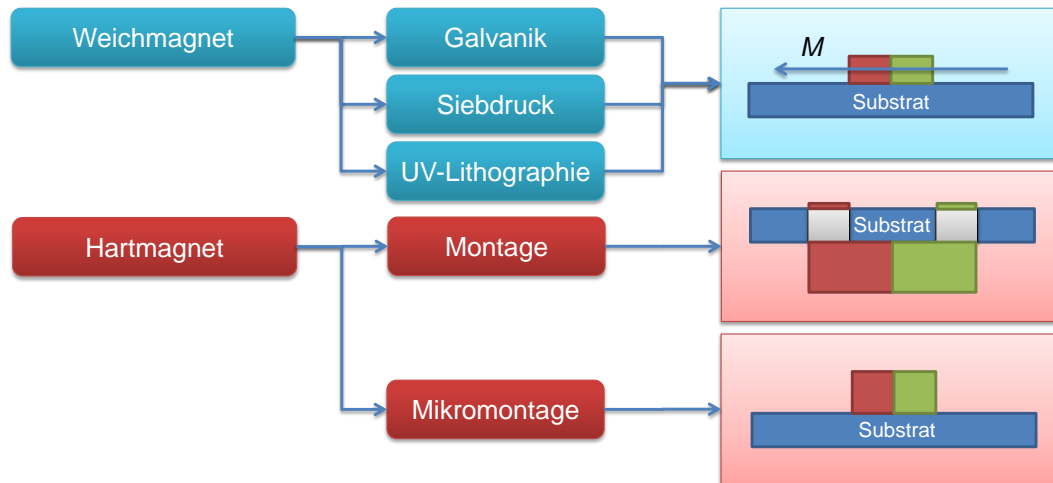


Abbildung 3.10: Schematische Querschnitte unterschiedlicher Varianten, statische Magnetkreise in Mikrosysteme zu integrieren: Strukturierung von Weichmagneten im System durch Galvanoformung, Siebdruck oder UV-Tiefenlithographie und Einbringen von Hartmagneten durch Montage auf die Substratunterseite mit magnetischen Durchkontaktierungen oder durch Mikromontage direkt ins System.

Zur Realisierung von großen Kräften im Millinewtonbereich muss das Energieprodukt der eingesetzten Permanentmagnete möglichst groß sein. Dies kann durch die gezielte Montage von diskreten Hartmagneten unter oder direkt ins Mikrosystem geschehen. Die Montage von Magneten auf die Substratunterseite erfordert technologisch aufwändige, magnetisch leitfähige Durchkontaktierungen durch das verwendete Substratmaterial [7]. Die Permeabilität des eingesetzten galvanischen Nickels ist zu gering, um diese Flussführungen zu verwirklichen (vgl. Kapitel 6). Beim Anbringen der Magnete auf der Rückseite des Substrats wird außerdem eine kompakte Gehäuseung der Matrix erschwert. Ein Vorteil dieser Variante ist aber die geringe Qualitätsanforderung an die verwendeten Magnete in Bezug auf z. B. Abmessungstoleranzen. Die Montage von Miniaturmagneten direkt ins Mikrosystem stellt zwar höhere Anforderungen an die eingesetzten Magnete, vereinfacht dafür aber die notwendigen Flussführungen und den Gehäuseentwurf. Zum Einsatz kommt diese Variante beispielsweise in einem Mikroventil mit Formgedächtnisantrieb [261] oder in einem mikroelektromechanischen Lautsprecher [262]. Aus den genannten Gründen fällt die Wahl auf die Montage ins System. Der Entwurf des Magnetkreises wird in Kapitel 5 ausführlich diskutiert.

3.3.4 Elektrisches Kontaktsystem

Die Wahl der lateral agierenden Mikroaktorik und des magnetostatisch bistabilen Mechanismus wirkt sich direkt auf das Konzept des elektrischen Kontaktsystems aus. Eine Funktionsintegration von elektrischem Kontakt und Anker bzw. Polen des Magnetkreises kann umgesetzt werden. Dabei ist es im Unterschied zu mechanisch schnappenden bistabilen Mechanismen möglich, nur einen Kontakt an Stelle eines Brückenkontakts mit zwei elektrischen Übergängen zu realisieren (vgl. Abbildung 3.11). Der resultierende Kontaktwiderstand wird dadurch halbiert. Die Funktionsintegration ist sinnvoll durchführbar, da beide Aspekte mit einer Vergrößerung der Geometrie an Leistung zunehmen. Eine Vergrößerung von Polen und Anker führt zu einem höheren magnetischen Fluss und damit zu einer größeren Kontaktkraft. Die dabei gleichzeitig größer werdende Kontaktfläche führt zu einem niedrigeren Kontaktwiderstand bzw. bei gleichbleibender temperaturbedingter Grenzstromdichte zu einem größeren möglichen Laststrom. Wie bereits beschrieben, ist keine Überhubfeder zur Kompensation des Kontaktabbrands notwendig, wodurch mögliche Kontaktkräfte zusätzlich erhöht werden.

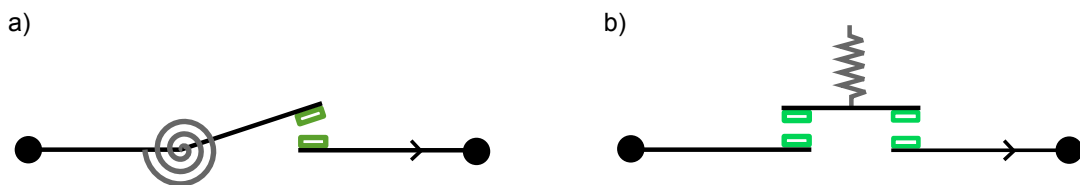


Abbildung 3.11: Schematische Unterschiede zwischen a) einem einfachen Kontakt mit $R_{\text{Durchgang}} = R_{\text{Leitung}} + R_{\text{Kontakt}}$ und b) einem Brückenkontakt mit $R_{\text{Durchgang}} = R_{\text{Leitung}} + 2R_{\text{Kontakt}}$.

In der Literatur gibt es viele Arbeiten zu Kontaktsystemen, wobei sich einige – wie im Stand der Technik dargestellt – mit Kontaktmaterialien und ihren Auswirkungen auf realisierbare Kontaktwiderstände beschäftigen. Auch Arbeiten zu neuartigen Kontaktmaterialien sind darunter zu finden [263]. Die Auswirkungen der Kontaktgeometrie werden kaum untersucht, weil die technologische Umsetzung in den meisten Fällen sehr aufwändig ist. Dennoch existieren auch dazu Arbeiten von Gomm [254], Shi [65] und Qiu [127] für lateral und von Norberg [53] für aus der Ebene heraus schaltende Kontakte. Der Entwurf von Pol- und Ankergeometrie hängt maßgeblich vom Entwurf des magnetisch bistabilen Systems ab und wird später in diesem Kontext beschrieben. Für diese Arbeit werden Kontaktgeometrie und Fertigungstechnologie so gewählt, dass die verwendeten Kontaktmaterialien nachträglich anpassbar sind. Zunächst kommt Gold zum Einsatz.

3.3.5 Gehäuse der Matrixanordnung

Zum Schutz der mikromechanischen Systeme vor äußeren Einflüssen (z. B. Feuchtigkeit) und zum hermetischen Einschließen des Schutzgases muss die Mikrorelaismatrix gehäust werden. Generelle Einführungen in MEMS-Gehäuse geben Madou [264], Maluf [265] und Osiander [266]. Einen Vergleich von MEMS- und Mikroelektronikgehäusen stellt Zhang [27, 267] an. Der Anteil der Gehäusekosten an den Gesamtkosten ist bei elektronischen Mikrochips eher gering, bei MEMS-Chips auf Grund ihrer funktionsbedingten höheren Komplexität vergleichsweise groß.

Ein weiterer Aspekt ist die weitgehend fehlende Normung von MEMS-Gehäusen, die in der Mikroelektronik bereits industrieller Standard ist. Das Packaging kann dabei im Wesentlichen auf

zwei unterschiedlichen Ebenen durchgeführt werden: auf Chip-Level [268] und auf Wafer-Level [269].

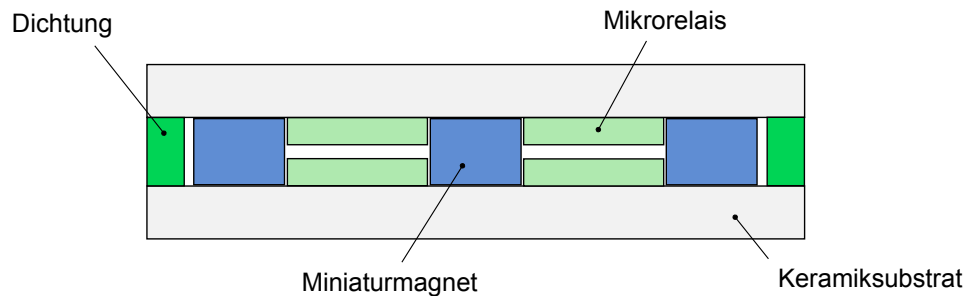


Abbildung 3.12: Schematischer Querschnitt durch das gewählte Gehäusekonzept: Zwei Mikrorelais-substrate dienen als Gehäusewände, als Abstandhalter fungieren die montierten Miniaturmagnete.

Beim Chip-Level-Packaging werden die Substrate vor dem Gehäuse gesägt und anschließend einzeln verpackt. Im Gegensatz dazu werden beim Wafer-Level-Packaging alle Mikrosysteme auf einem Substrat gleichzeitig gehäust und anschließend durch Sägen vereinzelt. Dies kann durch ein zweites, mit entsprechenden Kavitäten versehenes, Substrat geschehen, das z. B. mit Hilfe von anodischem Bonden verbunden wird. Tilmans [141, 270] zeigt für sein Mikrorelais eine Mischung aus beiden Packaging-Ebenen. Die über Wafer-Level-Packaging gefertigten Einzelchips werden anschließend über Chip-Level-Packaging zusätzlich in ein standardisiertes Mikroelektronikgehäuse eingegossen. Das Mikrorelais wird dadurch zwar optimal geschützt, im Hinblick auf Systemgröße und Fertigungskosten bringt diese Variante allerdings Nachteile mit sich. Vor allem die hermetische Versiegelung der mikromechanischen Bauteile ist ein wesentlicher technologischer Anspruch an das Gehäuse, was beispielsweise von Jourdain [271] für Benzocyclobuten (BCB) untersucht wird. Wenn, wie bei Pothier [95], das Substrat als Teil des finalen Gehäuses verwendet wird, entsteht ein sehr kompakter Aufbau.

Für die vorliegende Arbeit werden daher, wie in Abbildung 3.12 dargestellt, zwei Substrate mit Mikrorelaismatrizen um 180° gedreht aufeinander gesetzt und hermetisch versiegelt. Die eingesetzten Miniaturmagnete dienen als Flussquellen und Abstandhalter.

3.4 Gesamtkonzept des MEMS-Relais

Unter Berücksichtigung der Anforderungen, der technologischen Randbedingungen, des Stands der Technik und der Teilprobleme wird das Gesamtkonzept des neuartigen bistabilen Mikrorelais für den Einsatz in Schaltmatrizen erarbeitet (vgl. Abbildung 3.13). Zentraler Aspekt des Relais ist die polymere bidirektionale elektrothermische Mikroaktorik in symmetrischer Pseudobimorphausführung. Zur Vergrößerung der darstellbaren Kräfte und zum optimalen Ausnutzen des rechteckigen Bauraums werden zwei Mikroaktoren mechanisch parallel angeordnet. Die Anbindung der Aktorik an das magnetisch bistabile Kontaktsystem erfolgt über eine hysteresebehaftete mechanische Kupplung, die nur im Fall der Aktuierung eine Kraftübertragung erlaubt. Das im Verlauf der Arbeit verwendete Schaltsymbol des Mikrorelais wird auf elektrothermische Mikroantriebe angepasst und ist in Abbildung 3.14 dargestellt.

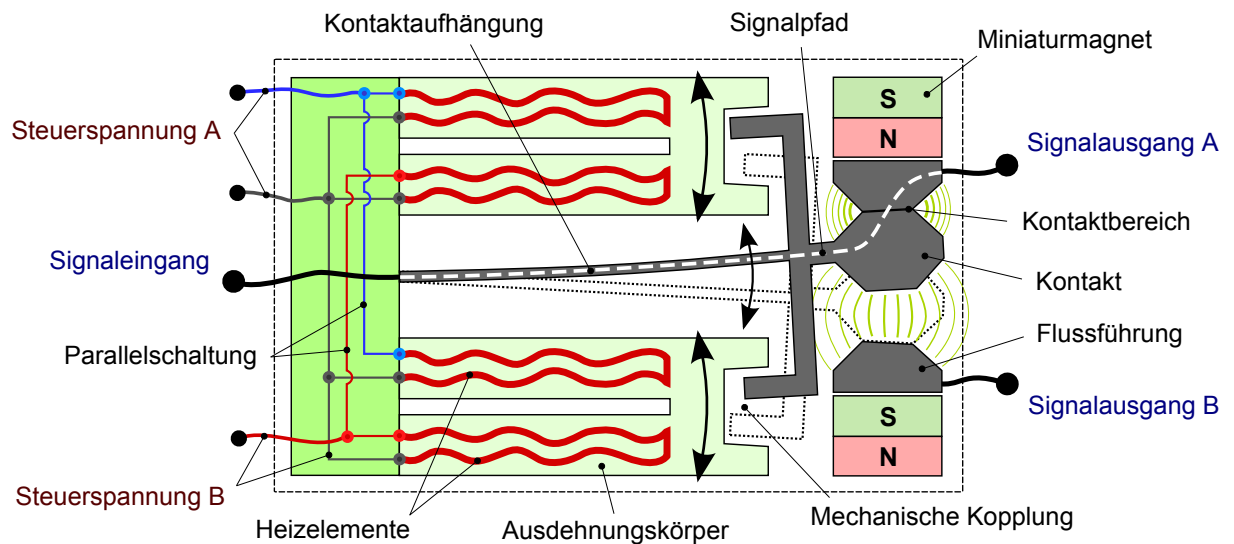


Abbildung 3.13: Gesamtkonzept des neuartigen Mikrorelais mit allen vorgestellten Teillösungen und dem Schwerpunkt der Forschung auf bidirektionaler polymerer elektrothermischer Mikroaktorik.

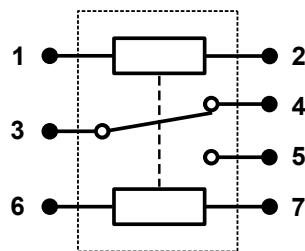


Abbildung 3.14: Schaltsymbol des bistabilen elektrothermischen Mikrorelais als Umschalter (SPDT): 1) Masse, 2) Steuerspannung A, 3) Signaleingang, 4) Signalausgang A, 5) Signalausgang B, 6) Masse, 7) Steuerspannung B.

Der Entwurf des Gesamtkonzepts wird in Verbindung mit der Forschung an dazu notwendigen technologischen Grundlagen in den folgenden Kapiteln ausführlich diskutiert.



4 Elektrothermische bidirektionale polymere Antriebe

Wie in den vorangegangenen Kapiteln beschrieben, stellt die Mikroaktorik den zentralen und funktionsbestimmenden Aspekt eines Mikrorelais dar. Zum gewählten elektrothermomechanischen Aktorkonzept werden im Folgenden die allgemeinen Entwurfsgrundlagen und schließlich das für die Umsetzung in dieser Arbeit optimierte Layout vorgestellt. Zur Diskussion der Entwurfsgrundlagen wird der Mikroaktor, wie in Abbildung 4.1 a) gezeigt, in zwei seriell gekoppelte Wandler unterteilt, welche in Abbildung 4.1 b) ohne angelegte Steuerspannung U_0 schematisch dargestellt sind. Durch das Beaufschlagen des auf den linken Balken des Ausdehnungskörpers aufgetragenen Wändlers mit einer elektrischen Eingangsgröße, wird ein Wärmestrom in diesen Balken eingekoppelt. Die daraus resultierende höhere Temperatur T_l im linken, verglichen mit der Temperatur T_r im rechten Balken, führt zur größeren Wärmedehnung des linken Balkens und damit zu einer Auslenkung des Mikroaktors nach rechts. Wechselt die elektrische Eingangsgröße von links nach rechts, läuft der Vorgang, wie in Abbildung 4.1 d) dargestellt, in umgekehrter Richtung ab. Auf diese Weise lässt sich ein bidirektionaler Mikroaktor realisieren.

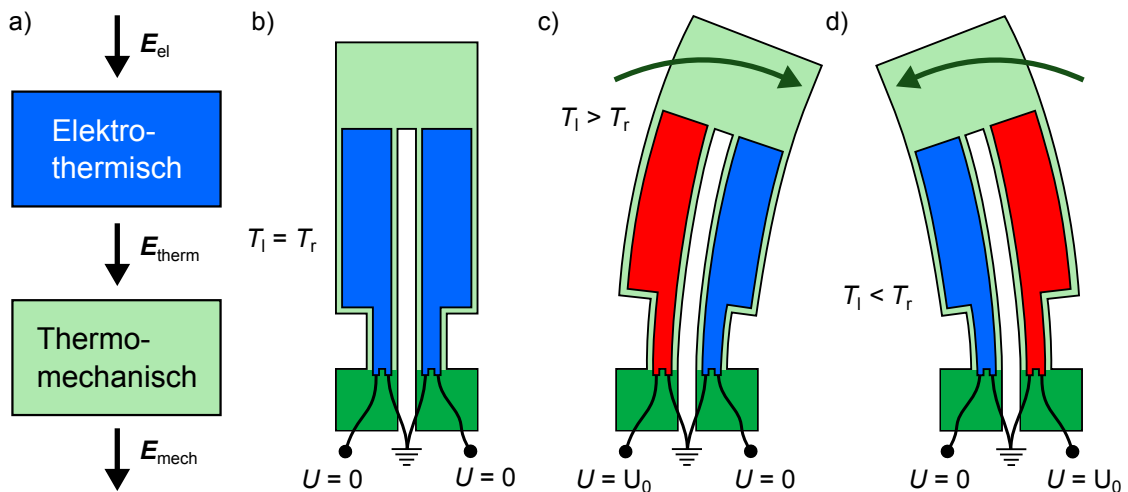


Abbildung 4.1: Elektrothermomechanischer Mikroaktor: a) Abstrakte Darstellung basierend auf einer seriellen Wandlerstruktur aus elektrothermischem und thermomechanischem Wandler, b) schematische Draufsicht ohne angelegte Steuergröße, c) mit angelegter Steuerspannung am Heizelement des linken Balkens und d) des rechten Balkens.

In den folgenden Abschnitten werden zunächst die Grundlagen zu Wärmetransportmechanismen und deren Simulation zusammengefasst, die Eicher [215] umfassend im Hinblick auf elektrothermische Kniehebelaktorik behandelt.

4.1 Thermische Grundlagen

Bei der vorliegenden Arbeit handelt es sich um eine konsequente Weiterführung der Forschungen an elektrothermischen Mikroantrieben von Eicher. Die dort gelegten Grundlagen zu thermischen Mechanismen und ihrer Modellbildung mit Hilfe der Finite Elemente Methode werden aufgegriffen und im Hinblick auf eine analytische Modellbildung weiterentwickelt. Die Größenordnung der von

Eicher betrachteten Strukturen bleibt in dieser Arbeit gleich, was seine Untersuchungsergebnisse weitgehend übertragbar macht. Im Folgenden wird daher der Zusammenhang von analytischer Rechnung, den Besonderheiten im Mikrobereich und der FEM-Simulation vorgestellt.

4.1.1 Wärmetransportmechanismen

Das Verständnis für Phänomene rund um den Wärmetransport ist die Grundlage für die numerische, aber auch die analytische Modellierung und stellt damit ein wesentliches Element der Entwurfsgrundlagen dar. Die physikalischen Mechanismen Leitung, Konvektion und Strahlung werden in Abbildung 4.2 am Beispiel eines polymeren Mikroaktors veranschaulicht.

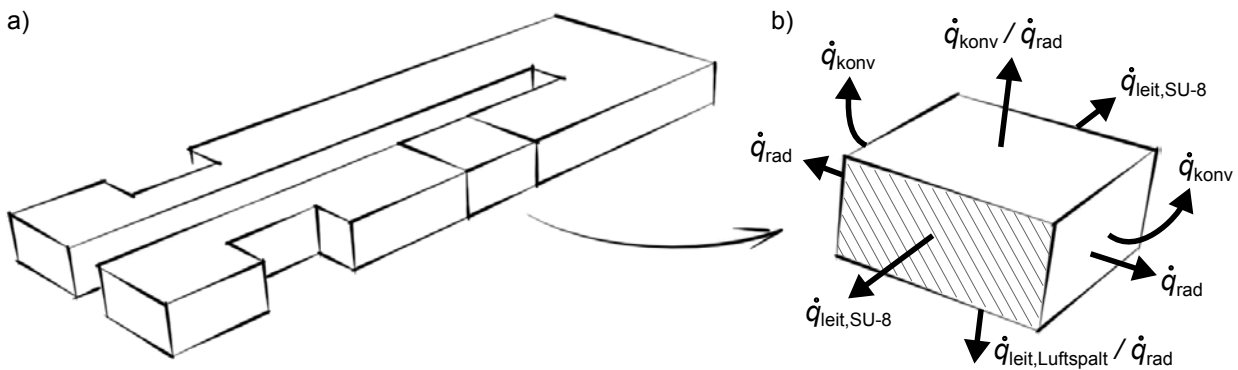


Abbildung 4.2: Wärmetransportmechanismen Leitung $\dot{q}_{leit,SU-8}$ bzw. $\dot{q}_{leit,Luftspalt}$, Konvektion \dot{q}_{konv} und Strahlung \dot{q}_{rad} am Beispiel eines elektrothermischen polymeren Mikroaktors: a) Prinzipskizze des Pseudo-Bimorph Aktors und b) Ausschnitt aus heißem Balken mit eingezeichneten Wärmetransportmechanismen.

Leitung

Wenn zwischen verschiedenen Punkten in einem Feststoff oder einem ruhenden Fluid eine Temperaturdifferenz existiert, findet nach dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik eine Wärmeleitung statt. Die Punkte höherer Temperatur weisen Atome oder Moleküle höherer kinetischer Energie auf, welche diese in Form von Schwingungen auf angrenzende Teilchen niedrigerer Energie übertragen. Diese Wärmeleitung kann quantitativ durch die Wärmestromdichte \dot{q}_{leit} beschrieben werden. Die Wärmestromdichte ist dabei proportional zum negativen Betrag des zugrundeliegenden Temperaturgradienten (vgl. Gleichung 4.1). Die Proportionalitätskonstante λ wird als Wärmeleitfähigkeit bezeichnet und stellt eine charakteristische Materialeigenschaft des temperaturleitenden Mediums dar. Dieser Zusammenhang wurde bereits 1822 von Jean Baptiste Joseph Fourier beschrieben und ist deshalb als Fourier-Gesetz bekannt:

$$\dot{q}_{leit}(x,t) = -\lambda \nabla T(x,t) \quad (4.1)$$

Konvektion

Im Gegensatz zur Wärmeleitung, stellt die Konvektion die Wärmeübertragung von einem Körper in seine Umgebung in Form einer Relativbewegung des umgebenden Fluids dar. Allerdings ist auch die Konvektion mit Wärmeleitung verbunden, da die Energieübertragung von einem Fluidelement zum anderen durch Leitung erfolgt. Darüber hinaus beruht der Wärmetransport an Oberflächen

im Wesentlichen auf Wärmeleitung, da die Relativgeschwindigkeit des Fluids dort gegen Null geht. Abhängig davon, wie die Relativbewegung des umgebenden Fluids entsteht, spricht man von erzwungener oder freier Konvektion. Bei der erzwungenen Konvektion wird das Fluid z. B. durch einen Lüfter oder eine Pumpe in Bewegung versetzt. Die Wärmeübertragung ist hier unabhängig vom Strömungsfeld. Im Gegensatz dazu beruht die freie Konvektion auf temperatur-, druck- oder konzentrationsbedingten Dichteunterschieden innerhalb des Fluids im Gravitationsfeld. In diesem Fall ist die Strömung nicht von vornherein bekannt und muss durch Betrachtung der mit den Strömungsmechanismen gekoppelten Wärme- und Stoffübertragungsprozesse bestimmt werden. Die Komplexität der freien Konvektion ist daher deutlich höher, was analytische Beschreibungen nur für einfache Geometrien unter stark vereinfachenden Annahmen möglich macht [272]. Aus diesem Grund wird die freie Konvektion häufig anhand von Ähnlichkeitsbetrachtungen unter Berücksichtigung einer charakteristischen Länge L aus der Nusselt-Zahl Nu ermittelt:

$$Nu = \frac{\alpha_{\text{konv}} L}{\lambda} \quad (4.2)$$

Die Nusselt-Zahl ist dabei zum mittleren Wärmeübergangskoeffizienten α_{konv} proportional und kann für eine Reihe von Geometrien und Strömungsverhältnissen mittels empirisch ermittelter Korrelationen bestimmt werden. Diese Korrelationen stützen sich auf weitere Ähnlichkeitskennzahlen, wie der Grashoff-Zahl, der Prandtl-Zahl und der Rayleigh-Zahl und sind von der Geometrie und Orientierung der jeweiligen Oberfläche sowie ihrer Temperatur und den thermophysikalischen Eigenschaften des umgebenden Fluids abhängig [273–275]. Die konvektive Wärmestromdichte \dot{q}_{konv} lässt sich mit dem konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_{konv} berechnen:

$$\dot{q}_{\text{konv}} = \alpha_{\text{konv}} (T - T_{\infty}) \quad (4.3)$$

Strahlung

Beim dritten Transportmechanismus handelt es sich um Strahlung, über die ein Körper Wärmeenergie aufnehmen oder abgeben kann. Nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz emittiert jeder Körper mit einer endlichen Temperatur als grauer Strahler einen Wärmestrom über elektromagnetische Wellen. Diese Form der Wärmeübertragung ist nicht wie bei Leitung oder Konvektion an ein umgebendes Medium gebunden und tritt daher auch im Vakuum auf. Die resultierende Wärmestromdichte lässt sich nach Gleichung 4.4 berechnen. Dabei ist $\epsilon(T)$ der Emissionsgrad und σ die Stefan-Boltzmann-Konstante, wobei $0 < \epsilon(T) < 1$ und $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$ gilt. Analog zu Leitung und Konvektion lassen sich für die Strahlung durch Umformen von Gleichung 4.5 mit der Umgebungstemperatur T_{∞} eine Wärmestromdichte \dot{q}_{rad} und ein Wärmeübergangskoeffizient α_{rad} definieren:

$$\dot{q}_{\text{rad}} = \epsilon(T) \sigma T^4 \quad (4.4)$$

$$\dot{q}_{\text{rad}} = \epsilon(T) \sigma (T^4 - T_{\infty}^4) \quad (4.5)$$

$$\dot{q}_{\text{rad}} = \epsilon(T) \sigma \underbrace{(T^2 - T_{\infty}^2)}_{(T-T_{\infty})(T+T_{\infty})} (T^2 + T_{\infty}^2) \quad (4.6)$$

$$\dot{q}_{\text{rad}} = \alpha_{\text{rad}}(T) (T - T_{\infty}) \quad (4.7)$$

$$\alpha_{\text{rad}}(T) = \epsilon(T) \sigma (T^2 + T_{\infty}^2) (T + T_{\infty}) \quad (4.8)$$

4.1.2 Wesentliche Mechanismen im Mikrobereich

Die Wärmeverluste eines elektrothermischen Mikroaktors lassen sich durch die dargestellten Wärmeübergangskoeffizienten beschreiben und über Randbedingungen für die Bestimmung der Temperaturverteilung berücksichtigen. Eicher untersucht die drei Transportmechanismen hinsichtlich ihrer Relevanz für das Verhalten elektrothermischer Kniehebelaktoren aus SU-8 und leitet Übergangskoeffizienten ab.

Eicher erwartet, dass der Wärmetransport über die umgebende Luft mit abnehmenden Strukturgrößen aufgrund kleinerer Wärmekapazitäten und steigender Verhältnisse von Oberfläche zu Volumen an Bedeutung gewinnt. Obwohl die prinzipiellen Vorgänge bei der Konvektion im makroskopischen Bereich verstanden sind, werden die Auswirkungen der Größenskalierung auf den Wärmetransport im umgebenden Fluid bis heute diskutiert [276]. Eicher vermutet die Gründe dafür in den komplexen Wechselwirkungen der dünnen Grenzschichten, sowie in der relativen Verschiebung der Bedeutung einzelner Einflussfaktoren im Mikrobereich. Mit Hilfe der dimensionslosen Grashof-Zahl Gr wird argumentiert, dass für kleine Abmessungen mit $Gr \ll 1$ die Konvektion eine vernachlässigbare Rolle spielt und die Wärmeleitung in die Umgebung dominiert. Die Grashof-Zahl beschreibt dabei das Verhältnis des Auftriebs eines Fluids zu den wirkenden Viskositätskräften und berechnet sich über die Erdbeschleunigung g , den volumetrischen Wärmeausdehnungskoeffizienten β , die Temperaturen der Oberfläche T und des umgebenden Fluids T_∞ , die charakteristische Länge L und die dynamische Viskosität ν des Fluids nach:

$$Gr = \frac{g\beta(T - T_\infty)L^3}{\nu^2} \quad (4.9)$$

Nach Eicher ist bei den betrachteten Mikroaktoren die Bedingung $Gr \ll 1$ für eine Erwärmung von Raumtemperatur auf 395 K und $L = 100 \mu\text{m}$ mit $Gr = 9,4 \cdot 10^{-3}$ erfüllt. Luftströmungen werden also unterbunden und der Wärmetransport erfolgt ausschließlich über eine Leitung zwischen den Luftmolekülen. Empirisch zeigt sich allerdings, dass der Übergangskoeffizient stark von den Abmessungen der betrachteten Geometrie abhängt und mit abnehmender Strukturgröße ansteigt [277–279]. Bereits 1957 beweist Mahony [280] für kleine Grashof-Zahlen analytisch, dass es zwar in der Nähe eines warmen Körpers einen dominierenden Wärmeleitungsbereich gibt (Nahfeld), in größerem Abstand die Konvektion allerdings wieder an Bedeutung gewinnt (Fernfeld). Diese Erkenntnis wird Jahrzehnte danach auch von Linan [281] und Shee [282] bestätigt. Beide Autoren geben Hinweise auf einen zu erwartenden konduktiv-konvektiven Wärmetransport an den betrachteten elektrothermischen Mikroaktoren. Begründet durch die Geometrieunterschiede können die vorliegenden Quellen allerdings nicht direkt auf die Problemstellung im Bereich der Mikroaktorik übertragen werden.

Eicher stellt deshalb eigene Untersuchungen an, um die Anteile der Wärmeübertragung für einen Kniehebelaktor mit 10 mm Länge, 300 μm Breite und 500 μm Höhe zu ermitteln. Diese Untersuchungen werden durch Nakić [35] und eigene Rechnungen ergänzt und die resultierenden Wärmestromanteile in Abbildung 4.3 a) dargestellt. Im Vergleich zu Eicher werden die Konvektion und die Wärmeleitung über den Luftspalt ins Substrat getrennt dargestellt. Im relevanten Temperaturbereich von 60 bis 180°C liegt die Wärmestrahlung in der Größenordnung der Wärmeleitung durch die Polymerstruktur. Der Anteil der Konvektion ist allerdings um nahezu eine

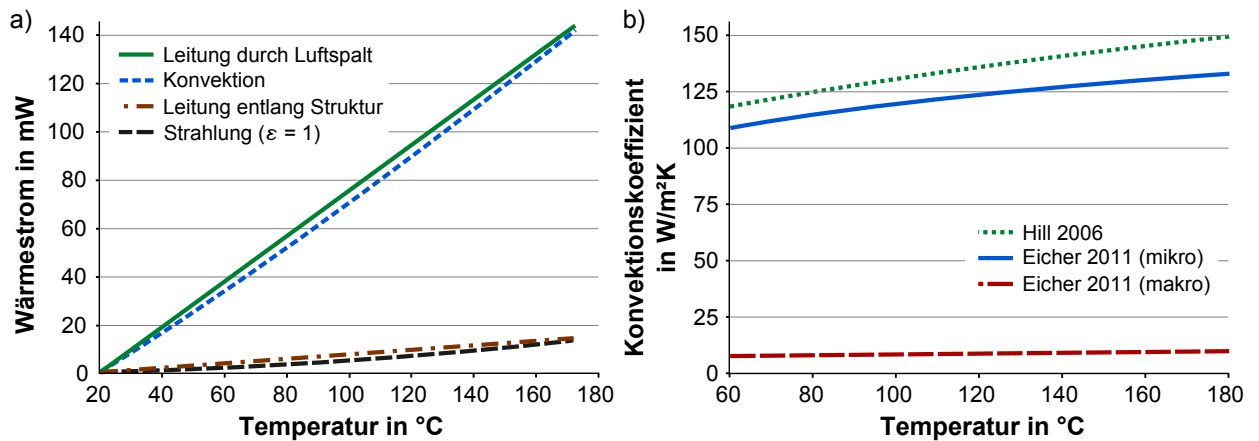


Abbildung 4.3: Untersuchungsergebnisse zu Wärmetransportmechanismen elektrothermischer Kniehebelaktoren: a) Verhältnis der auftretenden Wärmeströme nach Eicher [215], Nakić [35] und eigenen Rechnungen und b) mittlerer Konvektionskoeffizient α_{konv} für Mikro- und Makrostrukturen aus [215] ergänzt um Daten von Hill [283], die auf Grund der kleineren Strukturabmessungen erwartungsgemäß über den Werten von Eicher liegen.

Größenordnung größer und weist zusammen mit der Wärmeleitung im Luftspalt den stärksten Einfluss auf.

Die Untersuchungen von Eicher zum konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_{konv} (vgl. Abbildung 4.3 b) für Mikrostrukturen stimmen gut mit den von Hill [283] gezeigten Daten überein. Der durchgängig geringfügig größere Koeffizient bei Hill kann auf die kleineren Strukturabmessungen zurückgeführt werden, was sich mit der Literatur gut vereinbaren lässt. Für Strukturen mit Abmessungen im Bereich von einigen zehn Mikrometern gibt Geisberger [284] einen Wert von ca. $1200 W/m^2K$ für eine Aktortemperatur von $130^\circ C$ an. Vergleicht man die in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Simulationen, analytischen Rechnungen und Messungen, so liegt der Wärmeübergangskoeffizient für eine Strukturgröße von 3,75 mm Länge und $400 \mu m$ Breite im Bereich von etwa $125 W/m^2K$, was mit den Daten von Eicher und Hill übereinstimmt.

Weitere Untersuchungen zu Wärmetransportmechanismen werden unter anderem in [35, 245, 285] durchgeführt, wobei ein theoretisches Modell zur Abschätzung der Wärmetransportanteile in Abhängigkeit der jeweiligen Strukturgröße bislang nicht existiert.

4.1.3 Thermomechanisches FEM-Modell

Für den Mikroaktorentwurf wird neben der analytischen Rechnung auch ein thermomechanisches FEM-Modell zur Analyse in ANSYS abgeleitet, das die Optimierung von Aktorkraft und -hub durch Variation der Aktorgeometrie ermöglicht. Im Gegensatz zu Eicher wird in dieser Arbeit keine elektrothermisch gekoppelte numerische Simulation durchgeführt, da die dynamischen Vorgänge über ein im Verlauf der Arbeit dargestelltes analytisches Modell abgeschätzt werden. Für ein rein statisches FEM-Modell genügt eine sequentielle Kopplung aus thermischer und thermomechanischer Analyse. Dabei wird auf Grundlage der thermischen Randbedingungen die Temperaturverteilung im Mikroaktor berechnet, die in einem zweiten Schritt in mechanische Wärmedehnungen und damit in Aktorkraft und -hub überführt wird.

Nach Eicher werden auf diese Weise häufig Aktoren mit nur wenigen Mikrometern Dicke untersucht, die in Oberflächenmikromechanik aus (Poly-)Silizium oder Metall gefertigt werden. Die dort getroffene Annahme einer homogenen Temperaturverteilung über dem Aktorquerschnitt ist zulässig, wenn die dimensionslose Biot-Zahl $Bi = \frac{\alpha L}{\lambda} \ll 0,1$ ist, d. h. der innere Wärmeleitwiderstand sehr viel kleiner als der Widerstand gegenüber der Wärmeabgabe an das umgebende Medium ist. Da die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Ausdehnungskörper der Mikroaktoren aus dem polymeren Werkstoff SU-8 bestehen, gewinnt aufgrund des niedrigen Wärmeleitwerts sowie der großen Schichtdicke der Wärmetransport über die umgebende Luft an Bedeutung. Die resultierenden Biot-Zahlen sind größer als 0,1, weshalb innere Temperaturgradienten nicht vernachlässigt werden können und daher ein dreidimensionales Modell aus Substrat, Ausdehnungskörper samt Wärmeinkopplung und umgebender Luft erstellt werden sollte. In Abbildung 4.4 sind die mechanischen Randbedingungen des Modells dargestellt, die sich aus der verwendeten UV-Tiefenlithographie und der metallischen Opferschicht ergeben.

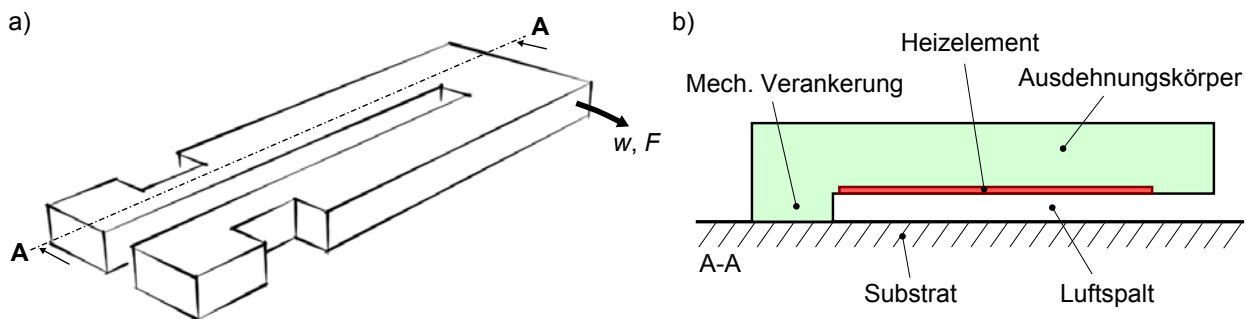


Abbildung 4.4: Schematische Darstellung des simulierten Mikroaktors: a) Perspektivische Skizze mit Bewegungs- und Krafrichtung und b) Längsschnitt durch einen Aktorbalken mit mechanischer Verankerung, Luftspalt, Ausdehnungskörper und Heizelementposition.

Für die Definition der thermischen Randbedingungen wird die Substratunterseite konstant auf Umgebungstemperatur gesetzt. Die Wärmekapazität des Substrats wird dabei als ausreichend groß angenommen, um es als ideale Wärmesenke zu modellieren. Im Gegensatz zur Modellierung von Eicher wird, wie in Abbildung 4.2 dargestellt, nur der Luftspalt zwischen Substrat und Ausdehnungskörper über die Wärmeleitung im Nahfeld abgebildet. Der konvektive Wärmetransportanteil des Fernfelds wird über eine thermische Flächenlast auf der Oberseite und den Seitenflächen des Ausdehnungskörpers abgebildet, die mit einem konstanten Wert von $125 \text{ W/m}^2\text{K}$ angenommen wird. Der Wärmestrom wird flächig, je nach betrachteter Anordnung, ins Substrat, in die Unterseite (vgl. Abbildung 4.4) oder die Oberseite des Ausdehnungskörpers eingeprägt.

Bei der Wahl der Elementgeometrie zur Vernetzung des Modells muss der Einfluss auf das Konvergenzverhalten beachtet werden. Strukturmechanische Berechnungen konvergieren bei Verwendung von Viereck- oder Quader-Elementen bei gleicher Elementzahl deutlich schneller als Dreieck- bzw. Tetraeder- oder Prismen-Elemente. Neben der Elementgeometrie muss die Elementanzahl aus Gründen der Rechenzeit möglichst klein bleiben. Eine Überprüfung dieser unteren Grenze muss geometrieabhängig durch Konvergenzuntersuchungen z. B. der maximalen Temperatur oder des Aktorhubs erfolgen. Die zur Simulation herangezogenen Materialdaten sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst.

Tabelle 4.1: Wichtige Materialdaten als Grundlage für die thermischen und mechanischen Simulationen

Material	Therm. Leitfähigkeit in $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	Spezifische Wärme in $\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	Therm. Ausdehnungskoeffizient in 10^{-6}K^{-1}	Dichte in kg m^{-3}	Elastizitätsmodul in GPa
Luft	0,0242	1006		1,225	
Keramik	29,5	878	8	3940	15
Nickel	90,7	444	13	8908	209
SU-8	0,3	1500	52	1190	2

Die Simulationsergebnisse des thermischen Modells sind zum einen die Temperaturverteilung im Mikroaktor und zum anderen die maximal auftretende Temperatur. Beim Einsatz des polymeren Werkstoffs SU-8 muss die Betriebstemperatur so niedrig wie möglich liegen, um genügend Abstand zur Glasübergangstemperatur vorzuhalten. Die Temperaturverteilung wird als thermische Last in die anschließende thermomechanische Simulation übernommen. Je nachdem ob der Mikroaktor an seiner Spitze im Modell mechanisch festgebremst wird, ergibt die Simulation im festgebremsten Fall die maximale Aktorkraft (Blockierkraft) und im freien Fall den maximalen Aktorhub (Leerlaufauslenkung). Die so gewonnenen Kennwerte lassen sich mit beliebigen Zwischenschritten in Form von Kraft-Weg-Diagrammen veranschaulichen. Darüberhinaus können die auftretenden mechanischen Spannungen ausgewertet werden, die in jedem Fall unter der Bruchgrenze der verwendeten Materialien liegen müssen.

4.2 Messtechnische elektromechanische Charakterisierung

Zur Validierung der numerischen und analytischen Modelle werden die gefertigten Mikroaktoren mechanisch charakterisiert. Zu diesem Zweck wird der im Rahmen der Diplomarbeit Staab [2] entwickelte MEMS-Analyzer herangezogen. Mit diesem Messplatz können statische und dynamische Aktorauslenkungen lateral in der Ebene automatisiert bestimmt werden. Gleichzeitig werden die zum Erzeugen der Auslenkungen notwendigen Steuergrößen Strom und Spannung generiert und aufgezeichnet. Daraus werden zum einen die umgesetzte thermische Leistung und zum anderen der aktuelle elektrische Widerstand der Heizschicht errechnet. Über das Einbeziehen des Temperaturkoeffizienten des elektrischen Widerstands kann die Heizschichttemperatur abgeschätzt werden. Im Folgenden werden das Messsystem und seine Funktionsweise detailliert beschrieben.

4.2.1 Funktionsweise der statischen und dynamischen Wegmessung

Die Basis des in Abbildung 4.5 dargestellten Messplatzes stellt ein Wafer-Prober 2001X der Firma Electroglas dar. Dieses Grundsystem bietet eine per Steuerrechner feinpositionierbare Probenaufnahme und ein leistungsstarkes Lichtmikroskop mit koaxialem Auflicht. Erweitert ist dieser Aufbau um eine hochauflösende CCD-Kamera (2048 x 2048 Pixel), eine homogene Dunkelfeldprobenbeleuchtung, eine einstellbare Stromquelle, einen Biegebalkenkraftsensor samt Brückenauswertung, ein Echtzeitsystem und einen Steuerrechner mit LabVIEW. Die Aktorbewegungen werden durch

das Mikroskop über die aufgesetzte Kamera optisch erfasst und mit Hilfe von Mustererkennungsverfahren ausgewertet [3, 215].

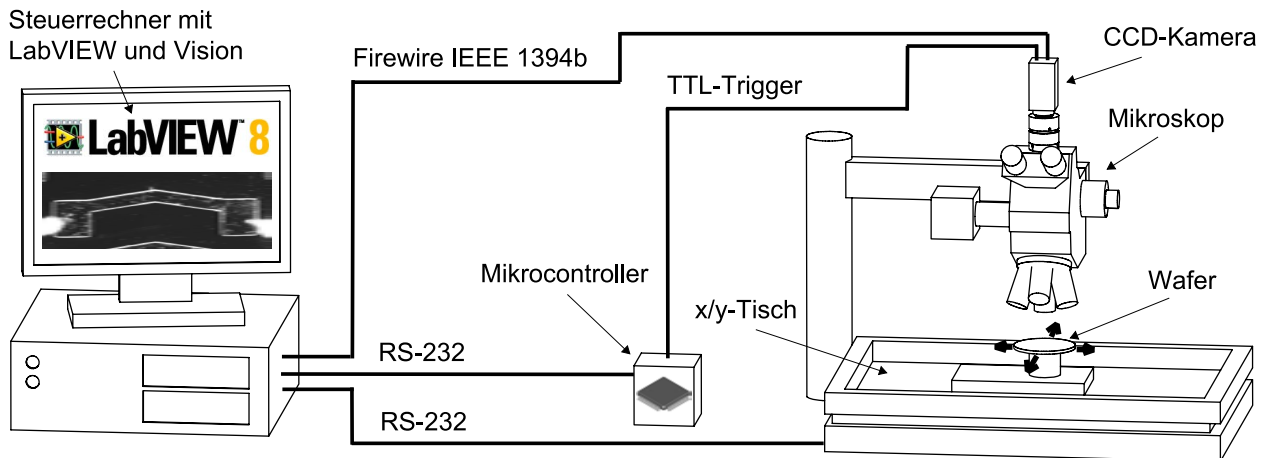


Abbildung 4.5: Automatisierter Messplatz zur statischen und dynamischen Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften von Mikroaktoren: Optische Wegmessung über Kamerasystem [2] und Kraftmessung über Biegebalkenkraftsensor.

Den größten Einfluss auf die Qualität der Messergebnisse hat die Art der verwendeten Beleuchtung. Diese muss immer derart an die untersuchten Proben angepasst werden, dass scharfe Kanten mit hohem Kontrast für die Bildverarbeitung entstehen. Bei der Untersuchung von elektrothermischen Pseudobimorphaktoren erzielt das koaxiale Auflicht die besten Ergebnisse und wird daher verwendet. Zur Bestimmung der Aktorauslenkung wird vor dem Anlegen einer Steuergröße ein Bildausschnitt (Muster) definiert, dessen Position mit Hilfe einer Kreuzkorrelationsfunktion in den folgenden Bildern bestimmt werden kann [286]. Der Bildausschnitt muss mindestens zwei nicht parallele Kanten des Mikroaktors an der Stelle seines größten Hubes umfassen. Durch das Anlegen einer Steuergröße wird der Mikroaktor ausgelenkt und das Muster verschiebt sich innerhalb des Bildes. Diese Verschiebung wird unter Kenntnis der aktuellen Mikroskopvergrößerung und den Kalibrierdaten in einen Aktorhub in Mikrometern umgerechnet. Das Messverfahren wird sowohl für statische als auch dynamische Aktoruntersuchungen verwendet.

Bei der dynamischen Messung muss das Nyquisttheorem [287] eingehalten werden, das eine mindestens doppelte Abtastfrequenz der betrachteten Signalfrequenz voraussetzt. Da das Kamerasystem mit 15 fps zu langsam ist, um Bewegungen mit einer Frequenz größer 7,5 Hz aufzunehmen, kann das Kriterium bei kontinuierlicher Abtastung nicht für alle Frequenzen eingehalten werden. Daher erfolgt ein Übergang von der in Abbildung 4.6 a) dargestellten kontinuierlichen Abtastung in gleichen Abständen zu einer in b) gezeigten definierten Unterabtastung in unregelmäßigen Abständen, wenn die Totzeit der Kamera T_{cam} größer als die Abtastzeit T_{spl} ist. Das Echtzeitsystem berechnet die notwendigen Aufnahmezeitpunkte und löst die Bildaufnahme immer dann aus, wenn die Kamera bereit ist und ein Bild gemäß des Abtastschemas aufgenommen werden muss. Dieser Übergang ist nur für harmonische Steuersignale zulässig und resultiert zunächst in einer willkürlichen Reihenfolge der Abtastwerte, die anschließend sortiert werden. Die Signalfrequenzen können im Bereich von 3,51 mHz bis 11,52 kHz eingestellt werden und decken in jedem Fall den Dynamikbereich der betrachteten elektrothermischen Mikroaktoren ab. Die wichtigsten Daten des entwickelten Messsystems sind in Tabelle 4.2 zusammengefasst.

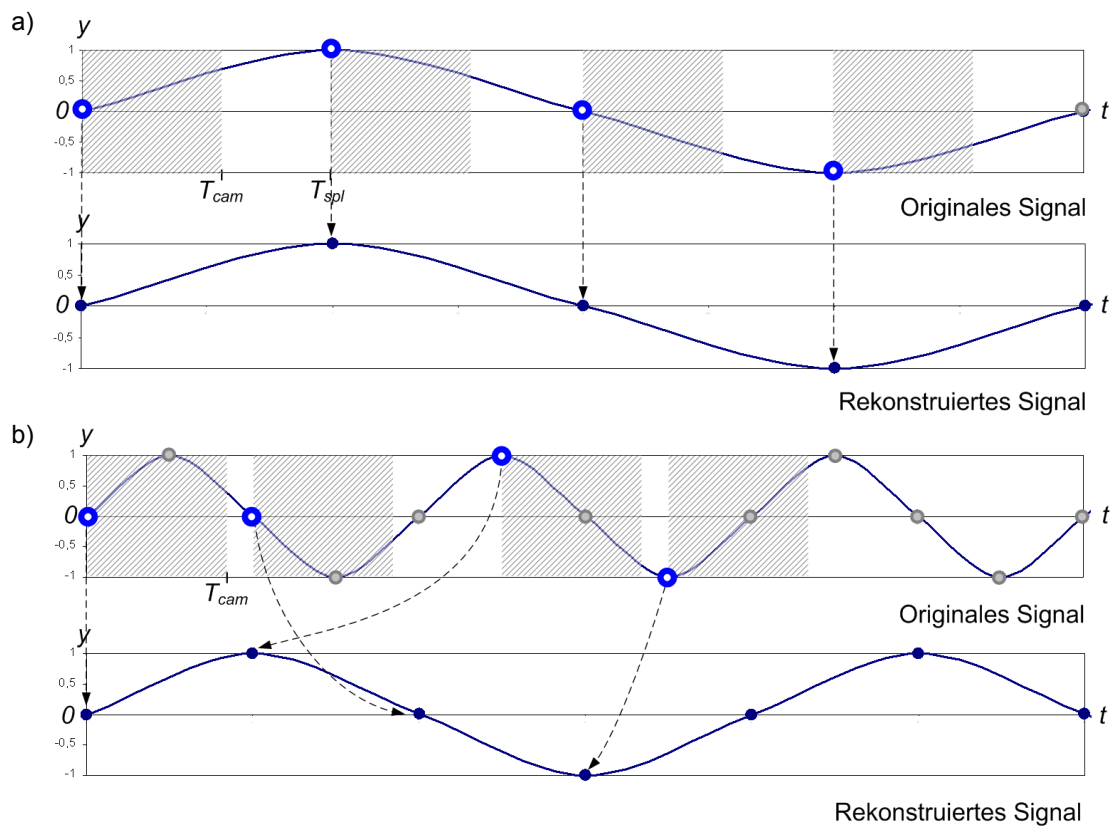


Abbildung 4.6: Automatische Anpassung der optischen Abtastung zur dynamischen Wegbestimmung im Motion-Analyzer: a) Kontinuierliche Abtastung bei ausreichend langsamen Signalen ($T_{cam} < T_{spl}$) und b) gezielte Unterabtastung bei $T_{cam} > T_{spl}$ [3].

Tabelle 4.2: Wichtige technische Daten des entwickelten MEMS-Analyzers für Weg- und Kraftmessungen [2, 3, 25]

Wegmessung	Wert			Einheit
Vergrößerung	2	5	10	
Messfeld	11,7 x 11,7	4,7 x 4,7	2,3 x 2,3	mm ²
Optische Auflösung	5,72	2,31	1,15	µm/ Pixel
Relativer Fehler		0,2		%
Wiederholgenauigkeit		≤ 30		nm
Frequenzbereich		0,0035 - 11500		Hz
Kraftmessung	Wert			Einheit
Nennmessbereich		1		N
Reduzierter Fehler		0,69		%
Frequenzbereich		statisch		

Eine ungewollte relative Verschiebung zwischen Kamerasystem und Messobjekt kann rechnerisch durch einen mitbeobachteten Referenzpunkt im Bild kompensiert werden. Für die Charakterisierung von Mikroaktoren mit nichtlinearer Bewegung verfügt das Messsystem außerdem über die Option einzelne Wegkomponenten (x - bzw. y -Richtung) getrennt auszuwerten. Diese Möglichkeit ist vor allem bei den in der vorliegenden Arbeit betrachteten Pseudo-Bimorph-Aktoren von besonderem Interesse, da diese auf Grund ihrer Getriebegeometrie immer eine nichtlineare Bewegung in der Ebene ausführen.

4.2.2 Erweiterung des Motion-Analyzers zur Kraftmessung

Zur vollständigen mechanischen Charakterisierung der Mikroaktoren verfügt der MEMS-Analyzer über einen Biegebalkenkraftsensor, der zur Ermittlung der Kraft-Weg-Kennlinien herangezogen wird. Die im Rahmen einer Studienarbeit [25] durchgeführte Erweiterung ist in den Aufbau zur Wegmessung integriert (vgl. Abbildung 4.7). Neben der definierten Krafteinleitung in eine Mikrostruktur, stellt die Nachgiebigkeit des Kraftmesssystems, d. h. des Biegebalkensensors beim MEMS-Analyzer, eine zweite Herausforderung dar. Schon bei einer Kraft von wenigen Millinewton verschiebt sich der Biegebalkensensor um einen zweistelligen Mikrometerbetrag, was durch das optische Wegmesssystem berücksichtigt und rechnerisch kompensiert werden muss.

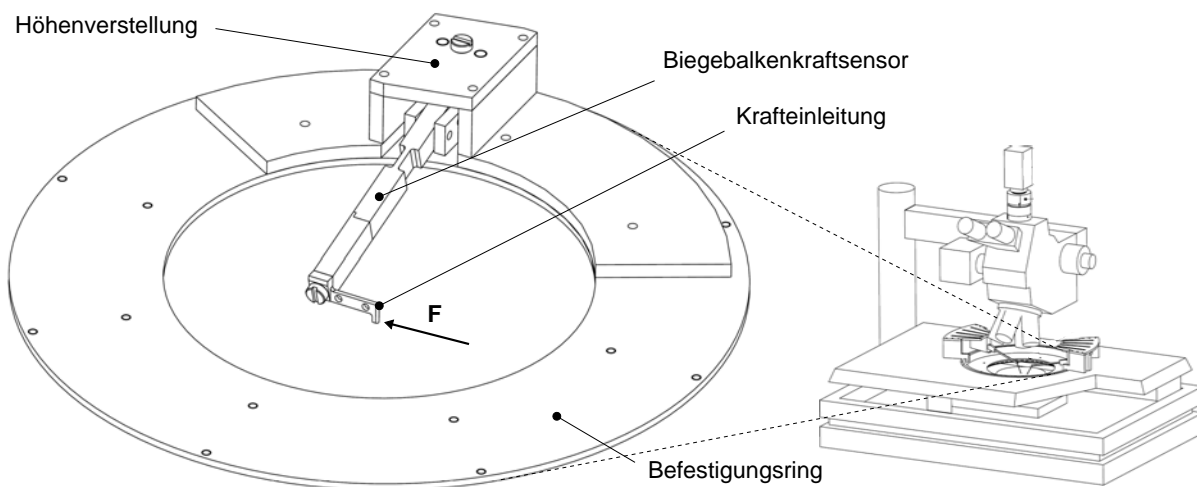


Abbildung 4.7: Biegebalkenkraftsensor mit miniaturisiertem Krafteinleitungspunkt zur Charakterisierung von Mikroaktoren als Erweiterung für den MEMS-Analyzer [2, 25].

Das aufgebaute Messsystem ist auf diese Weise in der Lage, die im Folgenden beschriebene polymere Mikroaktorik vollständig elektromechanisch zu charakterisieren.

4.3 Elektrothermomechanischer Wandler

In den folgenden Abschnitten werden die Einflüsse von geometrischer Anordnung und Fertigungstechnologie der Heizelemente und die Konsequenzen aus dem Einsatz des negativen Photoresists SU-8 als Ausdehnungskörper diskutiert.

4.3.1 Anordnung und Geometrie der Heizelemente

Die in Abbildung 4.1 a) beschriebene seriell gekoppelte Aktorstruktur ist auf Grund der fehlenden elektrischen Leitfähigkeit des Ausdehnungskörpermaterials SU-8 unabdingbar. Der elektrothermische Wandler muss daher als separates Bauelement in Form eines ohmschen Widerstands am Ausdehnungskörper angebracht werden. Sobald ein elektrischer Strom durch die Struktur fließt, wird innerhalb dieses Widerstands Wärme erzeugt. In der Literatur wird dieser Effekt als Joule'sche bzw. Ohm'sche Wärme bezeichnet. Die dabei erzeugte Leistungsdichte $w(T, x, t)$ setzt sich aus dem temperaturabhängigen spezifischen elektrischen Widerstand $\rho_{el}(T)$ und dem Quadrat der elektrischen Stromdichte j_{el} zusammen (vgl. Gleichung 4.10). Für den vereinfachten Fall einer homogenen Wärmeerzeugung in einem konzentrierten elektrischen Widerstand R lässt sich Gleichung 4.10 zu Gleichung 4.11 mit dem erzeugten Wärmestrom \dot{Q}_J vereinfachen:

$$\dot{w}(T, x, t) = \rho_{el}(T) j_{el}(x, t)^2 \quad (4.10)$$

$$\dot{Q}_J = I^2 R = \frac{U^2}{R} \quad (4.11)$$

Die Notwendigkeit für ein diskretes ohmsches Heizelement führt unter Beachtung der technologischen Randbedingungen zu drei möglichen Anbringungsorten dieser Struktur. Wie in [9] dargestellt, kann die Heizschicht auf der Oberseite [215] bzw. der Unterseite [11] des Ausdehnungskörpers oder auf dem Substrat [288] angebracht werden (vgl. Abbildung 4.8). Das Einbringen der Heizstruktur in den Bereich der Mitte des Ausdehnungskörpers ist mit den eingesetzten Fertigungsprozessen nicht möglich, stellt allerdings die energetisch beste Variante dar. Bedingt durch die unterschiedlichen Wärmetransportmechanismen ergeben sich je nach Anordnung und Substratmaterial bei gleicher eingekoppelter elektrischer Leistung unterschiedliche Temperaturprofile. Diese Tatsache wird im Folgenden zusammen mit der jeweiligen Komplexität der technologischen Umsetzung diskutiert.

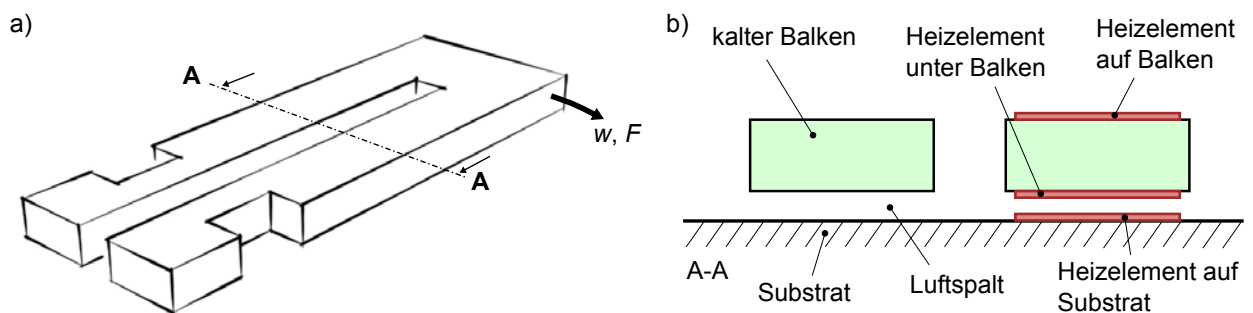


Abbildung 4.8: Skizze des thermisch betrachteten Mikroaktors: a) Perspektivische Darstellung und b) Schnitt durch die mittleren Balkensegmente mit den Heizelementpositionen „Auf Ausdehnungskörper“, „Unter Ausdehnungskörper“ und „Auf Substrat“.

Heizelemente auf der Oberseite des Ausdehnungskörpers

Durch den schlechten Wärmetransport über die Luft ist die Position des Heizelements auf dem Ausdehnungskörper im Rahmen der technologischen Realisierbarkeit energetisch die beste Wahl. Das in Abbildung 4.9 a) resultierende Temperaturprofil weist die höchste Maximaltemperatur und

die größte Durchschnittstemperatur auf. Wegen der geringen Rauigkeit der SU-8-Oberfläche lassen sich unstrukturierte Dünnschichtheizer technologisch einfach fertigen. Eicher beschreibt diesen Prozess und präsentiert Messdaten für Kniehebelaktoren [215]. Zur Realisierung von bidirektionaler polymerer Mikroaktorik müssen die Heizstrukturen allerdings strukturiert sein, was sich auf dem Ausdehnungskörper als technologisch aufwändig herausstellt. Eventuell kann dies durch den Einsatz des galvanisch abscheidbaren Photolacks „Intervia 3D-P“ oder eine Tauchbelackung geschehen, womit auch hohe Topologien lithographisch strukturiert werden können. Ebenso kann auf diese Weise evtl. eine elektrische Kontaktierung zwischen Substrat und Heizstrukturen realisiert werden, die bei Eicher nicht durch Fertigung im Mehrfachnutzen umgesetzt werden konnte.

Heizelemente auf der Unterseite des Ausdehnungskörpers

Als Kompromiss aus Energieeffizienz und robuster Fertigung bietet sich die in Abbildung 4.9 b) gezeigte Anordnung der Heizelemente unter dem Ausdehnungskörper an. Die Leistungsdaten hängen in erster Linie von der Luftspalthöhe und in zweiter Linie vom verwendeten Substratmaterial ab. Die Maximaltemperatur im Ausdehnungskörper liegt im Bereich zwischen den ersten beiden Anordnungen, wobei die erzielte Temperaturverteilung am homogensten von allen drei Anordnungen ist. Durch die geringeren Temperaturunterschiede von Ober- und Unterseite wird eine kleinere parasitäre Bewegung des Ausdehnungskörpers senkrecht zum Substrat (out-of-plane) ausgelöst. Diese resultiert allerdings in einer Vergrößerung des Luftspalts und verbessert so zusätzlich die Energieeffizienz. Die Fertigung kann über eine zusätzliche Lithographiemaskenebene robust durchgeführt werden, wobei Dünnschichtheizer oder galvanisch strukturierte Heizer umgesetzt werden können. Die elektrische Kontaktierung erfolgt, wie im Fall der Heizelemente auf dem Substrat, gleichzeitig mit der Aufbringung der Leiterbahnen.

Heizelemente auf dem Substrat

Im Vergleich zu den beiden bereits vorgestellten Varianten ist die Anordnung der Heizelemente auf dem Substrat technologisch sehr einfach möglich (vgl. Abbildung 4.9 c). Dabei können sowohl Dünnschichtheizer, als auch galvanisch strukturierte Heizer realisiert werden. Die elektrische Kontaktierung erfolgt auf Grund der flachen Topologie ohne Zusatzaufwand beim Aufbringen der Leiterbahnebene. Auch die mechanische Entkopplung von steifer Heizerstruktur und nachgiebigem Ausdehnungskörper stellt einen Vorteil dieser Anordnung dar. Dabei wird die Heizstruktur keiner Wechselbelastung ausgesetzt und die Gesamtsteifigkeit des Pseudobimorphs sinkt. Der daraus resultierende Luftspalt zwischen Substrat und Ausdehnungskörper beeinflusst die Energieeffizienz des Wandlers in negativer Weise. Die Wärmeleitfähigkeit des Substratmaterials ist dann maßgeblich ausschlaggebend für die Leistungsdaten dieser Anordnung. Bereits beim Einsatz von – im Vergleich zu Keramik – schlecht wärmeleitfähigem FR-4-Substrat wird die niedrigste Maximaltemperatur aller drei Anordnungen im Ausdehnungskörper erreicht.

Die Position der Heizstrukturen hat einen wesentlichen Einfluss auf die erreichte Maximaltemperatur, die Homogenität der Temperaturverteilung und die Komplexität der Fertigung. In Abbildung 4.10 sind für die Substratmaterialien a) Keramik und b) FR-4 Simulationsergebnisse der Kraft-Weg-Kennlinien dargestellt. Als guten Kompromiss aus Energieeffizienz und Fertigungskomplexität wird für die vorliegende Arbeit die Anordnung auf der Unterseite des Ausdehnungskörpers gewählt.

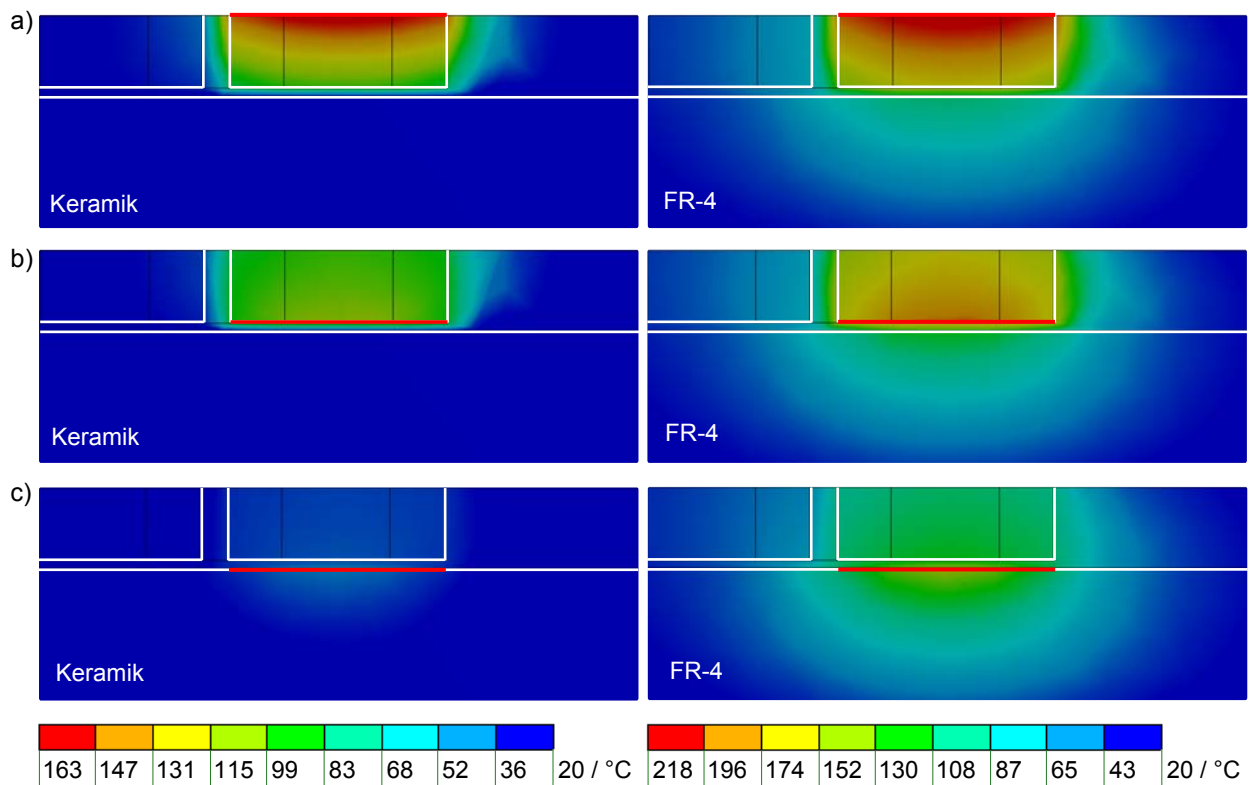


Abbildung 4.9: FEM-Simulation der prinzipiell möglichen Anordnungen der Heizelemente mit unterschiedlichem Temperaturprofil bei identischer eingekoppelter thermischer Leistung von 250 mW für (links) Keramik- und (rechts) FR-4-Substrat: a) Auf dem Ausdehnungskörper, b) unter dem Ausdehnungskörper und c) auf dem Substrat.

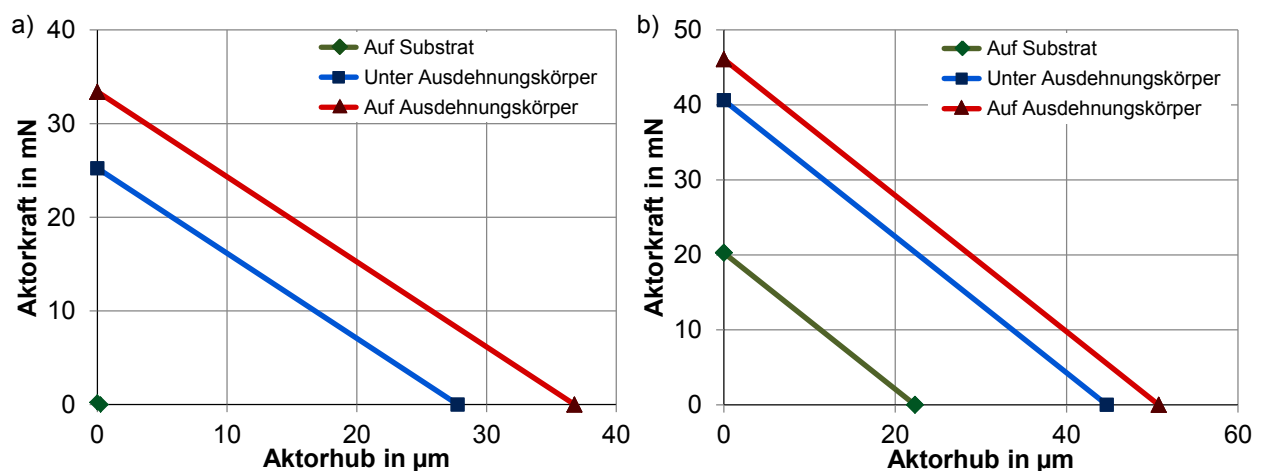


Abbildung 4.10: Vergleich der simulierten Weg-Kraft-Kennlinien der drei unterschiedlichen Heizelementanordnungen bei identischer Eingangsleistung von 250 mW: a) Auf Keramiksubstrat und b) auf FR-4-Substrat.

4.3.2 Einfluss der Fertigungstechnologie der Heizelemente

Bei der Anordnung der Heizelemente unter dem Ausdehnungskörper ist die Fertigung sowohl durch die PVD-Verfahren (Physical Vapour Deposition) Aufdampfen bzw. Sputtern, als auch durch galvanische Strukturierung möglich. In beiden Fällen muss die Heizerstruktur aus einem Metall bestehen, zu dem die Kupferopferschicht, beispielsweise mit APDS, selektiv entfernbar ist. Im Rahmen der Arbeit fällt die Wahl daher auf Nickel, das mit beiden Technologien am Institut EMK aufbringbar ist. Zur Vermeidung eines Läppprozesses der rauen Kupferopferschicht wird zwischen Opferschicht und Heizelementen eine ca. 20 µm dünne SU-8-Schicht strukturiert. Diese senkt die Oberflächenrauigkeit R_a von 900 nm auf 10 nm und erzeugt einen mechanischen Formschluss zwischen Heizstruktur und Ausdehnungskörper.

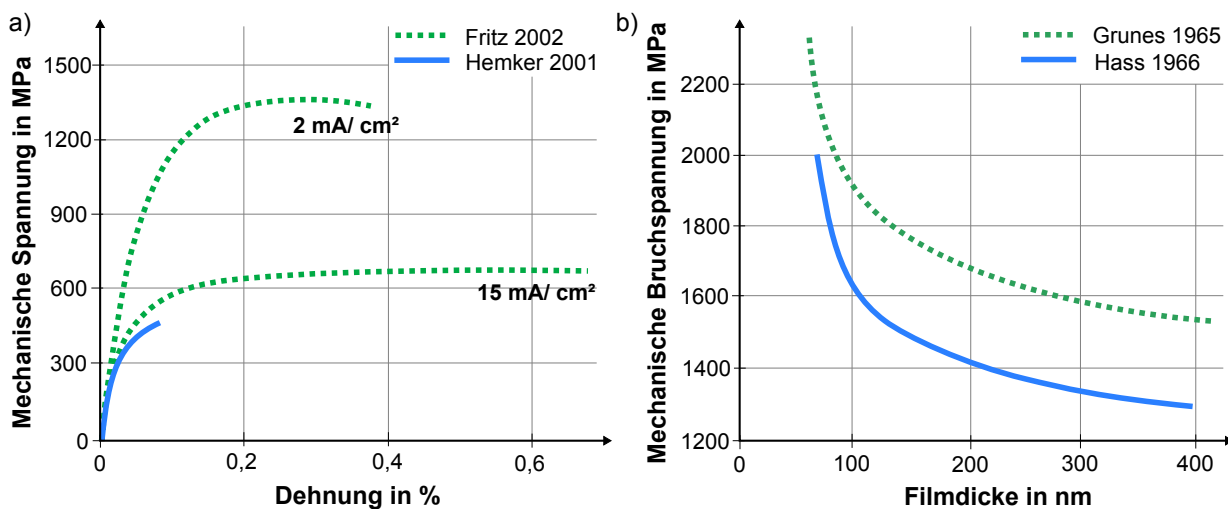


Abbildung 4.11: Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Zugfestigkeit von Nickel: a) Spannungs-Dehnungs-Diagramm für galvanisches Nickel mit unterschiedlichen Abscheidestromdichten nach [289, 290] und b) Zugfestigkeit-Schichtdicke-Diagramm für dünne PVD-Nickelschichten nach [291, 292].

In der Literatur existieren zum gewählten Material Nickel und den beiden Fertigungstechnologien bereits mechanische Daten. Fritz [290] untersucht unter anderem die Dehngrenze, die Zugfestigkeit und das Elastizitätsmodul von galvanisch abgeschiedenem Nickel. Er stellt fest, dass diese Werte im Wesentlichen von der verwendeten Abscheidestromdichte abhängen. In Abbildung 4.11 a) sind die Verläufe der Spannungs-Dehnungs-Zusammenhänge dargestellt. Für eine Stromdichte von 2 mA/cm² beobachtet er eine Zugfestigkeit von 1385 MPa, die bei einer höheren Stromdichte von 15 mA/cm² auf 670 MPa abfällt. Grund dafür ist die deutlich gröbere Metallstruktur im Falle der großen Stromdichten. Die dritte Messkurve von Hemker [289] beschreibt ebenfalls galvanisches Nickel, wobei die zu Grunde liegenden Prozessparameter nicht genannt werden. Die erreichte Zugfestigkeit beträgt 535 MPa und stimmt mit dem von Sharpe [293] veröffentlichten Wert von 540 MPa gut überein. In allen Fällen ist die Zugfestigkeit der galvanisch abgeschiedenen MEMS-Strukturen höher als die des Bulkmaterials von ca. 370 MPa. Grunes [292] und Hass [291] untersuchen die mechanischen Eigenschaften von dünnen Nickelschichten bei der Aufbringung über ein PVD-Verfahren. Der Zusammenhang von Schichtdicke und Zugfestigkeit der Schichten

ist in Abbildung 4.11 b) dargestellt. Dabei ist erkennbar, dass sich die Zugfestigkeit umgekehrt proportional zur Schichtdicke verhält und Werte von über 2300 MPa annehmen kann [294].

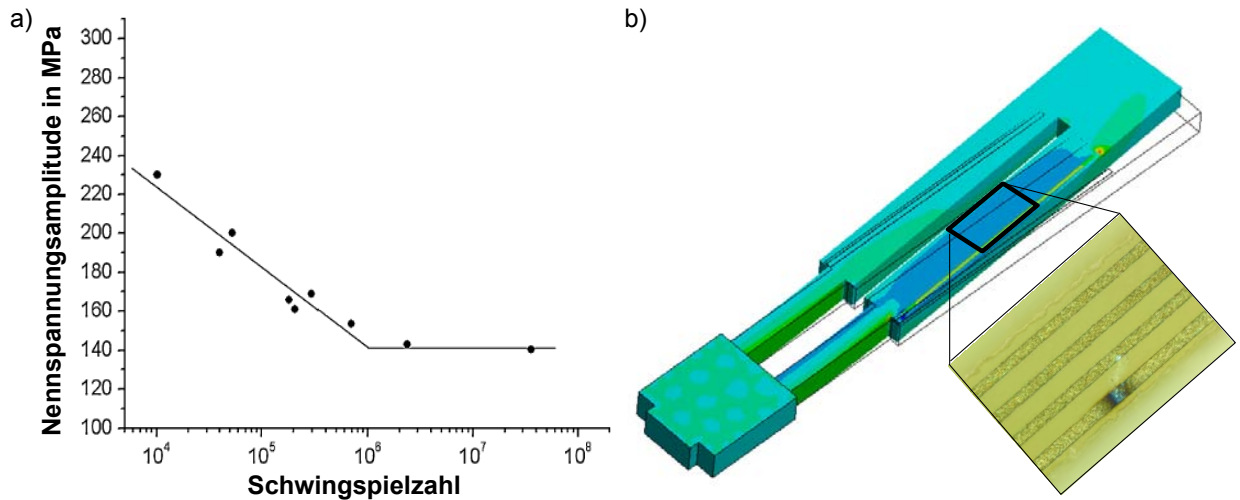


Abbildung 4.12: Ergebnisse von Dauerschwingversuchen für galvanisches Nickel: a) Wöhlerlinie einer gekerbten Nickelprobe [295] und b) Dehnungsverteilung auf der Unterseite des Mikroaktors mit eingezeichnetem Bruch der Heizelemente.

Setzt man diese fertigungsbedingt unterschiedlichen Zugfestigkeiten in Relation zu den von Wöhler [296] eingeführten Untersuchungen zur Dauerschwingfestigkeit von Materialien, so wird deutlich, dass für Mikroaktoren mit Dünnschichtheizstrukturen auf Grund der größeren statischen Zugfestigkeit bei gleicher mechanischer Last signifikant höhere Schaltspiele zu erwarten sind. Die in Abbildung 4.12 a) dargestellte Wöhlerlinie für galvanisches Nickel verdeutlicht diese Tatsache exemplarisch, in der ein deutlicher Anstieg der Zyklenzahl bei geringer Reduzierung der Last zu sehen ist. Im eigenen Experiment brechen die galvanisch gefertigten Heizstrukturen nach ca. 6000 Schaltspielen, die durch PVD-Verfahren gefertigten Strukturen sind nach über zwei Millionen Schaltspielen noch funktionsfähig. In Abbildung 4.12 b) ist ein gebrochenes galvanisch hergestelltes Heizelement dargestellt, bei dem der elektrische Widerstand in Folge des Bruchs deutlich ansteigt, sodass die Bruchstelle auf Grund des großen thermischen Leistungseintrags ausglüht. Um eine hohe Lebenszeit der Heizstrukturen zu erreichen, muss neben den Dünnschichtprozessen auch der Ausdehnungskörper so entworfen werden, dass die mechanischen Spannungen möglichst homogen über die Heizstrukturflächen verteilt sind.

4.3.3 Einsatz von SU-8 als Ausdehnungskörper

Im Stand der Technik ist bisher keine UV-strukturierbare Alternative zum polymeren Konstruktionswerkstoff SU-8 bekannt. Die einfache lithographische Prozessierbarkeit, die hohe chemische Beständigkeit und der große Wärmeausdehnungskoeffizient sprechen für die Verwendung dieses Materials als Ausdehnungskörper in lithographisch gefertigten elektrothermischen Mikroaktoren. Durch die U-förmige Anordnung der Ausdehnungskörperstruktur lässt sich eine Funktionsintegration von thermischem Aktorprinzip und mechanischem Getriebe realisieren. Die auftretende Kombination aus thermischer und mechanischer Last stellt allerdings eine hohe Beanspruchung des Polymers dar, was zu plastischen Verformungen und damit zum Ausfall des Aktors führen

kann. Dabei lassen sich zwei Effekte unterscheiden: Überschreiten der Glasübergangstemperatur T_{glas} bzw. Schrumpfen des Photoresists.

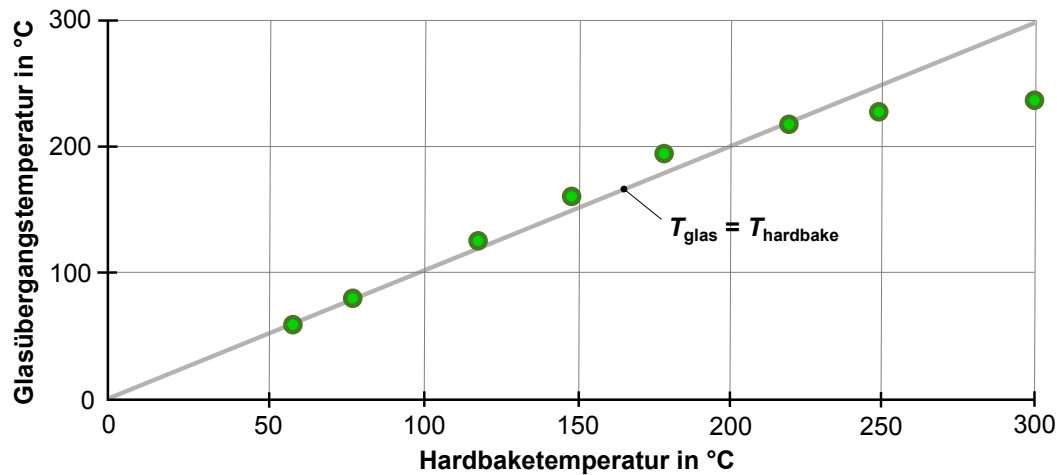


Abbildung 4.13: Zusammenhang zwischen angewandter Hardbaketemperatur T_{hardbake} und resultierender Glasübergangstemperatur T_{glas} bei SU-8 nach [297].

Feng [297] untersucht den Zusammenhang der Glasübergangstemperatur T_{glas} von SU-8 und den verwendeten Prozessparametern. Bis ca. 225°C folgt die resultierende Glasübergangstemperatur der angewandten Hardbaketemperatur, was in Abbildung 4.13 dargestellt ist. Aus Sicherheitsgründen wird für die vorliegende Arbeit ein maximaler Betriebstemperaturwert von 150°C angestrebt, da die Maximaltemperatur des Mikroaktors stets unter der Glasübergangstemperatur des verwendeten Ausdehnungskörpermateri- als liegen muss. Wird der Aktor dennoch im Bereich der Glasübergangstemperatur oder darüber betrieben, findet ein unerwünschtes Erweichen des Materials statt, was zu einer plastischen Verformung führt. In Abbildung 4.14 a) ist die Leerlaufauslenkung über der Zyklenzahl für zwei verschiedene Temperaturen aufgetragen, die im Fall einer Temperatur über der Glasübergangstemperatur signifikant abnimmt. In Abbildung 4.14 b) ist die Aktorkraft bei steigenden Betriebstemperaturen und fünffach wiederholter Messung dargestellt. Ab einer Temperatur von ca. 180°C bricht die Aktorkraft sprunghaft ein, was auf die Erweichung des Materials schließen lässt. Der zuvor durchgeführte Hardbake wurde mit 175°C ausgeführt, was gut mit den Daten von Feng korreliert.

Der zweite Effekt beruht vermutlich auf dem Schrumpfen des Photoresists unter Temperatur- und Krafteinwirkung und ist daher spezifisch für SU-8. Während der Photostrukturierung wird weder das enthaltene Lösemittel vollständig ausgetrieben, noch ist das Polymer vollständig vernetzt. In der Literatur wird diese Thematik kontrovers diskutiert, weshalb ein Grund für den Schrumpf nicht genannt werden kann. In [298] wird der Zusammenhang zwischen unterschiedlichen Prozessparametern und dem Schrumpf von SU-8 weiterführend untersucht. In der vorliegenden Arbeit werden allerdings Messungen zum bidirektionalen und unidirektionalen Betrieb der polymeren Mikroaktorik durchgeführt, wobei jeweils nur ein Aktorbalken bzw. beide Aktorbalken abwechselnd zyklisch beheizt werden. In Abbildung 4.15 ist die Änderung der Nulllage des Aktors im zyklischen Betrieb bei 0,3 Hz und konstant bleibenden Amplituden (24,6 bzw. 49,1 μm) für beide Fälle dargestellt. Die Änderung der Nulllage ist dabei auf die jeweilige Leerlaufauslenkung (doppelte Amplitude) bezogen. Bei unidirektionalem Betrieb verschiebt sich die Aktorik nach 120 min um

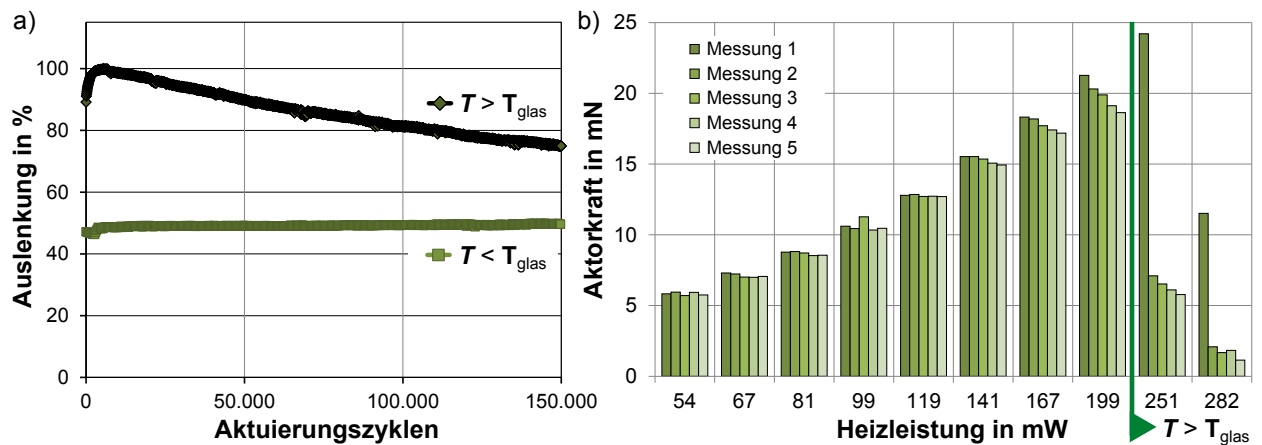


Abbildung 4.14: Plastische Verformung des Mikroaktors durch Erreichen der Glasübergangstemperatur: a) Leerlaufauslenkung in Abhängigkeit der Aktuierungszyklen für zwei Betriebstemperaturen $< T_{\text{glas}}$ und $> T_{\text{glas}}$ (Typ A, vgl. Tabelle 4.3) [9] und b) Blockierkraft für steigende Betriebstemperaturen bei je fünf aufeinander folgenden Messungen (Typ B, vgl. Tabelle 4.3) [16].

ca. 37 % entgegen der Aktuierungsrichtung, im bidirektionalen Fall bleibt die Nulllage im Bereich der Messunsicherheit annähernd konstant.

In Abbildung 4.16 ist die Änderung der Nulllage für beide Betriebsvarianten über einen Zeitraum von 35 h dargestellt. Dabei folgt den zweistündigen Betriebsphasen je eine Abkühlphase von zwei Stunden, in der die Temperatur im Gesamtsystem auf Raumtemperatur abfällt. Die durch den remanenten Schrumpf des heißen Aktorbalkens hervorgerufene Änderung der Nulllage wird jeweils durch den neuen Startwert nach der Abkühlphase verdeutlicht. Die im unidirektionalen Fall innerhalb von ca. 120 min folgende weitere Verschiebung der Nulllage lässt sich über das parasitäre Aufheizen des zweiten, eigentlich kalten Balkens über die umgebende Luft bzw. über das Keramiksubstrat mit großer, aber endlicher Wärmekapazität begründen. Die geringfügige Änderung der Nulllage im bidirektionalen Fall ist durch die statistische Schwankung der elektrischen Heizelementwiderstände und die dadurch resultierende leicht unterschiedliche Maximaltemperatur be-

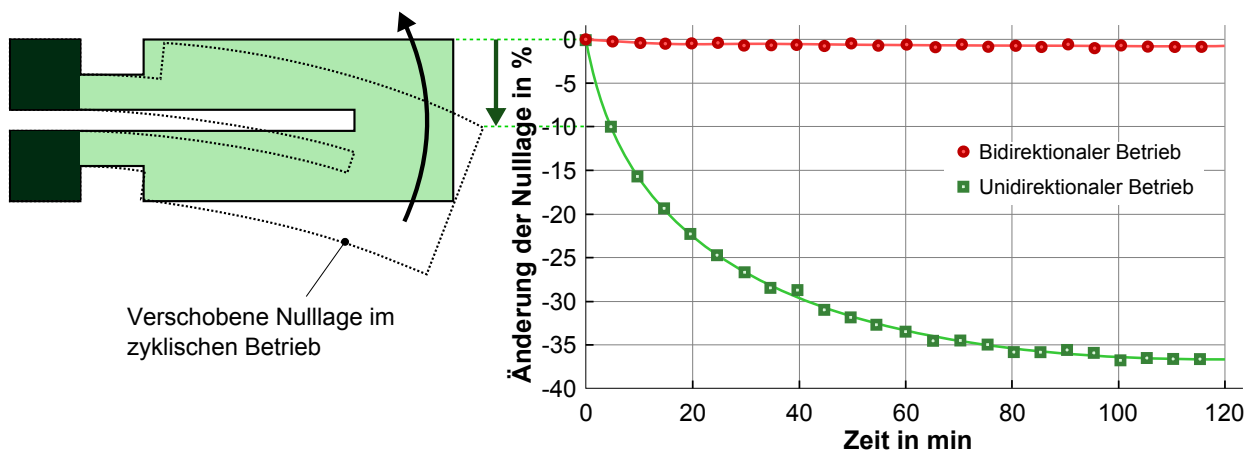


Abbildung 4.15: Auswirkung von bidirektionaler und unidirektionaler Aktuierung des SU-8-basierten Mikroaktors (0,3 Hz, 95 mW) auf seine Nulllage (Typ E, vgl. Tabelle 4.3).

dingt. Beim Einsatz der polymeren Mikroaktorik aus SU-8 im MEMS-Relais ist das Umschalten des Kontakts im unidirektionalen Betrieb nur für einen sehr kurzen Zeitraum, im bidirektionalen Betrieb dagegen zunächst nahezu unbegrenzt möglich.

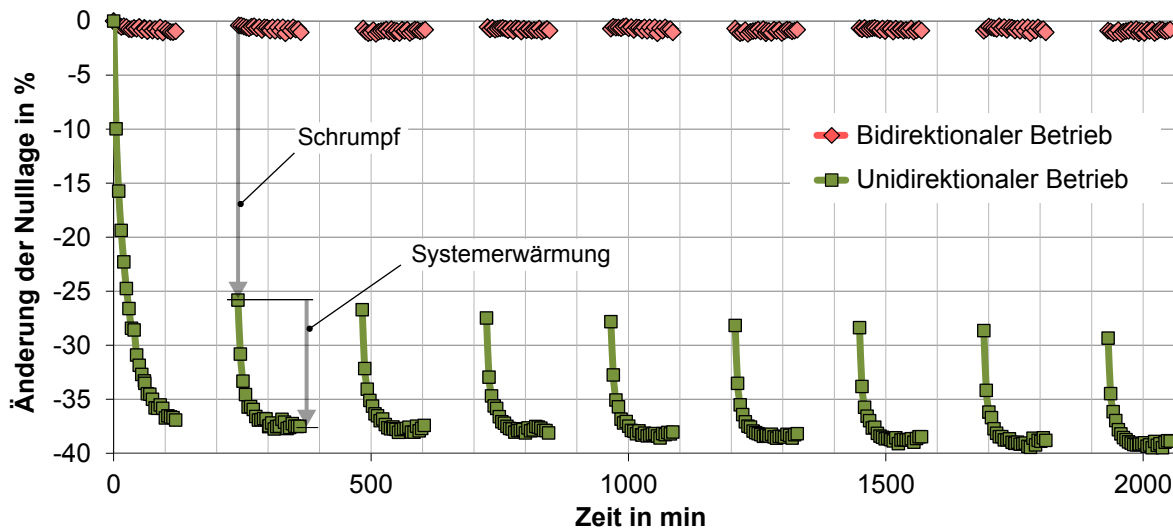


Abbildung 4.16: Änderung der Nulllage von polymerer Mikroaktorik aus SU-8 bei bidirektionalem und unidirektionalem Betrieb über 35 h bei 0,3 Hz mit den Anteilen aus remanentem Schrumpf und reversibler Systemerwärmung. Das Diagramm zeigt abwechselnd 120 min Aktuierung (0,3 Hz, 95 mW) gefolgt von 130 min Betriebspause (Typ E, vgl. Tabelle 4.3).

Für den Einsatz von polymerer Mikroaktorik aus SU-8 zum Schalten eines bistabilen Kontaktsystems muss die Aktorik im Hinblick auf die gewünschte Langzeitstabilität daher bidirektional ausgelegt sein. Idealerweise wird sie außerdem mit einer symmetrischen mechanischen und thermischen Last beaufschlagt. Auf diese Weise lassen sich Alterungseffekte weitgehend kompensieren, was einen nachgewiesenen Betrieb von über zwei Millionen Schaltspielen sicherstellt.

4.4 Analytisches Mikroaktormodell

Zum Beschleunigen des Entwurfsvorgangs und zum Erkennen der wesentlichen Einflussparameter wird ein analytisches Mikroaktormodell erarbeitet, mit dem das statische Verhalten in guter Näherung beschrieben werden kann. Die Geometrie des Ausdehnungskörpers wirkt sich sowohl auf die Temperaturverteilung innerhalb der Balkenstruktur, als auch auf das Übersetzungsverhältnis von Kraft und Weg aus. Eine getrennte Betrachtung von thermischem und mechanischem Modell ist daher nicht möglich. Durch den Übergang von FEM-Rechnungen zum analytischen thermomechanischen Modell ergibt sich eine Verkürzung der Rechenzeit pro Geometrieparametersatz vom Minuten- in den Millisekundenbereich. Um alle prinzipiell möglichen Geometrien des symmetrisch aufgebauten Ausdehnungskörpers abbilden zu können, wird jeder Balken in drei Segmente unterteilt (vgl. Abbildung 4.17). Die Balkensegmente haben alle dieselbe Höhe h , können aber unterschiedliche Breiten b_i und Längen l_x aufweisen. Der Abstand der Balkenmitten wird mit a bezeichnet. Um analytisch beschreibbar zu bleiben, müssen die Mittellinien der Balkenelemente auf einer Achse liegen. Im Folgenden wird zunächst das thermische Netzwerkmodell beschrieben.

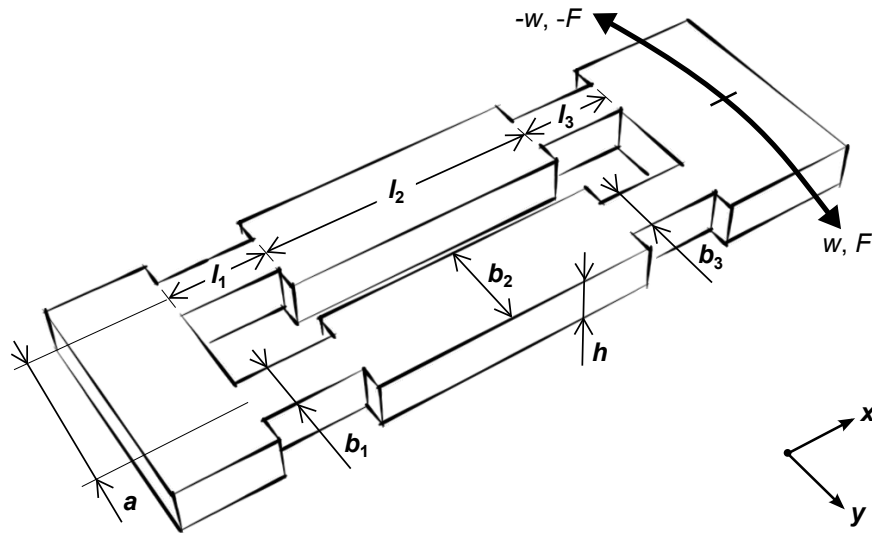


Abbildung 4.17: Geometrieparameter des symmetrisch ausgelegten polymeren thermischen Ausdehnungskörpers: Abstand der Balkenmitten a , Balkenelementbreiten b_1 , b_2 , b_3 , Balkenelementlängen l_1 , l_2 , l_3 und Ausdehnungskörperdicke h .

4.4.1 Thermisches Netzwerkmodell

In Analogie zu mechanischen Netzwerkmodellen [299, 300], wird das in Abbildung 4.18 gezeigte thermische Modell eines Balkenelements aufgestellt. Dabei wird angenommen, dass die Temperaturverteilung in Längsrichtung konstant bleibt und sich nur in Richtung der Balkenhöhe und -breite ändert. Der Übergang zur umgebenden Luft wird, wie auch beim FEM-Modell, über Konvektion mit den flächenbezogenen Wärmewiderständen $R_{K,Luft,O}$ an der Oberfläche und $R_{K,Luft,S}$ an den Seitenflächen abgebildet. Der Luftspalt wird als Wärmeleitwiderstand $R_{L,Luft,LS}$ zum Substrat implementiert. Die Wärmeleitung innerhalb des SU-8-Ausdehnungskörpers wird über eine Widerstandsmatrix aus den Wärmeleitwiderständen $R_{L,SU8,H}$ und $R_{L,SU8,B}$ abgebildet. Für den statischen Fall wird das Widerstandsnetzwerk über eine konstante Wärmestromquelle \dot{Q} gespeist.

Das Keramiksubstrat kann auf Grund der um ca. drei Größenordnungen höheren thermischen Leitfähigkeit gegenüber Luft bei gleichzeitig großer Wärmekapazität näherungsweise als ideale Wärmesenke mit der Temperatur T_∞ modelliert werden und stellt die Masseverbindung des Netzwerks dar. Eine einfache Abschätzung der Wärmetransportanteile für die Mikroaktorgeometrie vom Typ E (vgl. Tabelle 4.3) ist in Abbildung 4.19 dargestellt. Auf Grund des technologiebedingt dünnen Luftspalts von ca. $24\ \mu\text{m}$ werden beim Einsatz eines Keramiksubstrats über 75% des eingekoppelten Wärmestroms über die Wärmeleitung im Luftspalt ins Substrat geleitet. Die Wärmeleitung im SU-8 entlang der Balkenachse kann durch einen konzentrierten Wärmeleitwiderstand abgebildet werden, spielt aber im Vergleich zur Wärmeleitung im Luftspalt und zur Konvektion an den Oberflächen keine entscheidende Rolle. Die Wärmestrahlung hat einen ähnlich geringen Einfluss wie die Wärmeleitung entlang der Struktur. Sie kann im folgenden analytischen Modell dennoch in guter Näherung berücksichtigt werden, wenn nach Berechnung der Oberflächentemperaturen in Abbildung 4.18 der entsprechende Leistungsanteil zur Wärmestromquelle \dot{Q} addiert wird.

Die konvektiven Wärmewiderstände $R_{K,Luft,O}$ und $R_{K,Luft,S}$ werden über den Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_K = 125\ \text{W/m}^2\text{K}$ und den Flächen der Oberseite bzw. der beiden Seiten nach Gleichung 4.12

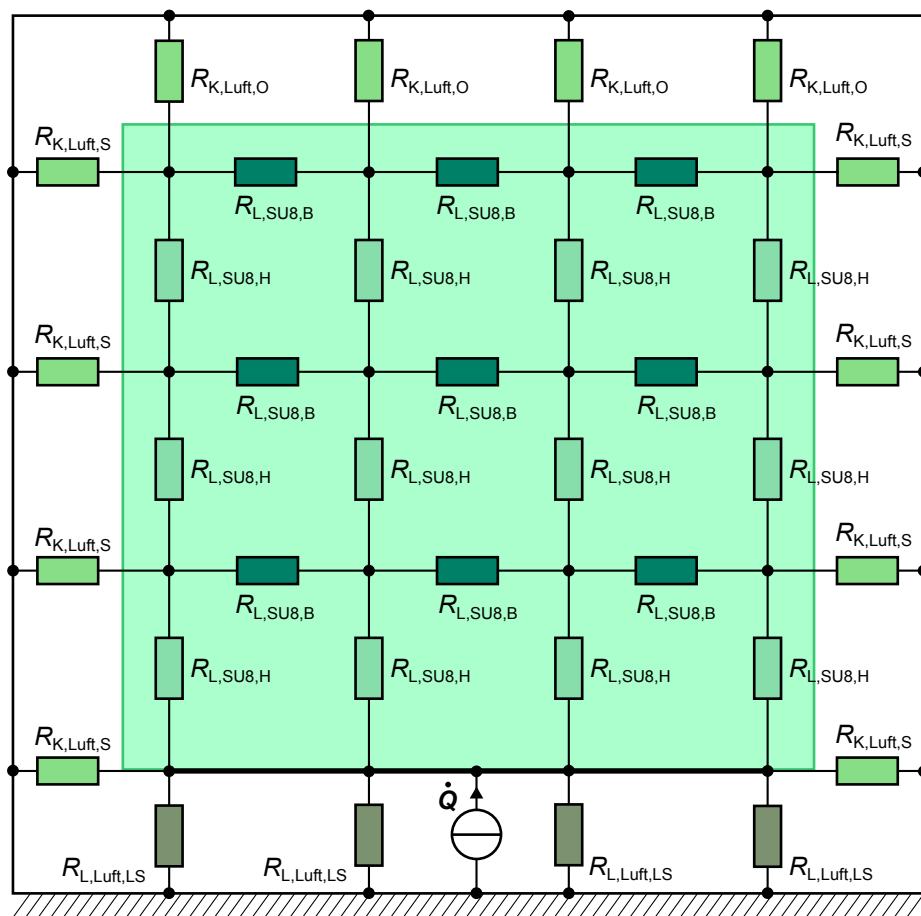


Abbildung 4.18: Thermisches Netzwerkmodell für ein Balkenelement mit den Wärmeleitwiderständen für SU-8 $R_{L,SU8,H}$ in Höhenrichtung und $R_{L,SU8,B}$ in Breitenrichtung, für den Luftspalt $R_{L,Luft,LS}$ und die Konvektionswiderstände $R_{K,Luft,O}$ auf der Oberseite und $R_{K,Luft,S}$ auf den Seitenflächen, wobei eine konstante Temperatur entlang der Balkenelementachse angenommen wird.

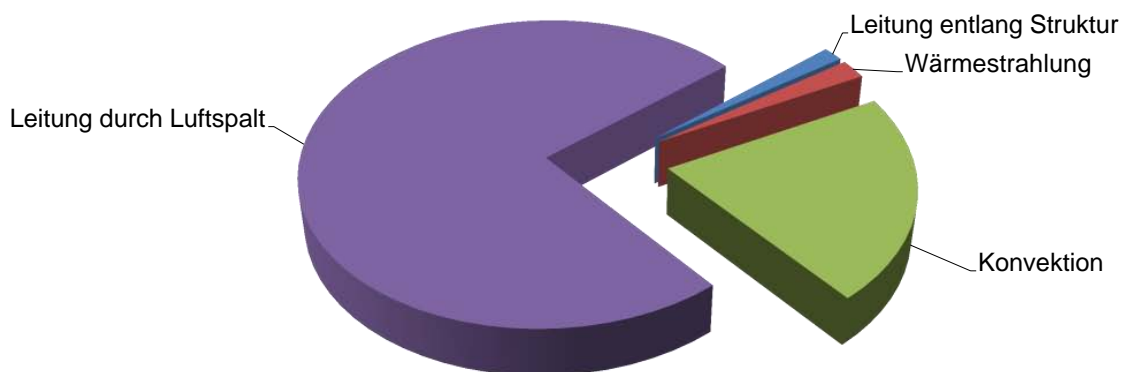


Abbildung 4.19: Einfache Abschätzung der Wärmetransportanteile bei einem elektrothermischen Mikroaktor in Pseudo-Bimorph-Gestalt (Typ E, vgl. Abbildung 4.3) mit einem angenommenen Emissionsgrad $\epsilon = 1$.

und 4.13 berechnet. Zum Abbilden der Wärmeleitung im Luftspalt wird der Wärmeleitwiderstand $R_{L,\text{Luft},\text{LS}}$ unter Berücksichtigung der Wärmeleitfähigkeit von Luft $\lambda_{\text{Luft}} = 0,0242 \text{ W/mK}$, der Bodenfläche und der Luftspalthöhe $h_{\text{Luftspalt}}$ nach Gleichung 4.14 bestimmt:

$$R_{K,\text{Luft},\text{O}} = \frac{1}{\frac{1}{4}\alpha_K b_x l_x} \quad (4.12)$$

$$R_{K,\text{Luft},\text{S}} = \frac{1}{\frac{1}{4}\alpha_K h l_x} \quad (4.13)$$

$$R_{L,\text{Luft},\text{LS}} = \frac{h_{\text{Luftspalt}}}{\frac{1}{4}b_x l_x \lambda_{\text{Luft}}} \quad (4.14)$$

Die Wärmeleitwiderstände im Inneren des Ausdehnungskörpers ergeben sich aus der Wärmeleitfähigkeit von SU-8 $\lambda_{\text{SU8}} = 0,3 \text{ W/mK}$ und den jeweiligen Flächen. Dabei berechnen sich $R_{L,\text{SU8},\text{H}}$, $R_{L,\text{SU8},\text{B}}$ und $R_{L,\text{SU8},\text{L}}$ über Gleichung 4.15 bis 4.17. Auf Grund der symmetrischen Widerstandsmatrix für $R_{L,\text{SU8},\text{H}}$ und $R_{L,\text{SU8},\text{B}}$ wird die beste Näherung der berechneten Temperaturverteilung für Aspektverhältnisse des Balkenelements von 1:1, d. h. SU-8-Höhe $h_{\text{SU8}} \approx \text{SU-8-Breite } b_x$, erreicht:

$$R_{L,\text{SU8},\text{H}} = \frac{h_{\text{SU8}}}{b_x l_x \lambda_{\text{SU8}}} \quad (4.15)$$

$$R_{L,\text{SU8},\text{B}} = \frac{b_x}{h_{\text{SU8}} l_x \lambda_{\text{SU8}}} \quad (4.16)$$

$$R_{L,\text{SU8},\text{L}} \sim \frac{1}{h_{\text{SU8}} b_x \lambda_{\text{SU8}}} \quad (4.17)$$

Mit Hilfe der beschriebenen Wärmewiderstände und des ins Netzwerk fließenden Wärmestroms \dot{Q} lässt sich die Temperaturverteilung T an 16 Stellen des SU-8-Balkenelements durch Lösung des aus Abbildung 4.18 resultierenden linearen Gleichungssystems bestimmen:

$$T = A^{-1} \cdot \dot{Q} \quad (4.18)$$

Die mit Hilfe von [301] aus dem Netzwerk in Abbildung 4.18 ermittelte Matrix A ist im Anhangkapitel C dargestellt. Die Temperaturen T werden für jedes Balkenelement gemittelt (ΔT_x) und im nächsten Schritt in das elastomechanische Modell in Form von resultierenden Wärmedehnungen übertragen.

4.4.2 Elastomechanisches Modell

Die Grundlage für das elastomechanische Modell des polymeren Mikroaktors stellt die Beschreibung eines U-förmigen Antriebs aus Silizium von Qiu [128] dar. Aufbauend darauf werden unter anderem in der Bachelorarbeit von Deder [32] Modellerweiterungen zur Berücksichtigung des Verbunds aus SU-8-Ausdehnungskörper bzw. Nickelheizfläche und unterschiedlicher Balkenquerschnitte erarbeitet. Die mathematische Beschreibung einer Balkenbiegeline mit Querschnittsänderungen kann durch finite Balkenelemente [302] durchgeführt werden. Mit dieser Methode lassen sich beliebig viele Querschnittsänderungen im Balkenverlauf berechnen, was für die vorliegende Arbeit am Beispiel von zwei Elementen gezeigt und für die Matlab-Implementierung auf drei

Elemente begrenzt wird. Das Gleichungssystem eines finiten Balkenelements wird aus der Steifigkeitsmatrix \vec{S} , dem Verformungsvektor \vec{w} und dem Elementbelastungsvektor \vec{P} gebildet:

$$\vec{P} = \vec{S} \cdot \vec{w} \quad (4.19)$$

Die Steifigkeitsmatrix der finiten Balkenelemente kann der Literatur [302] entnommen werden und enthält ausschließlich Material- und Geometriekonstanten. Jedes finite Balkenelement (vgl. Abbildung 4.20) wird dabei über eine separate Steifigkeitsmatrix abgebildet:

$$\vec{S} = \frac{EI_y(x)}{l^3} \begin{bmatrix} 12 & 6l & -12 & 6l \\ 6l & 4l^2 & -6l & 2l^2 \\ -12 & -6l & 12 & -6l \\ 6l & 2l^2 & -6l & 4l^2 \end{bmatrix} \quad (4.20)$$

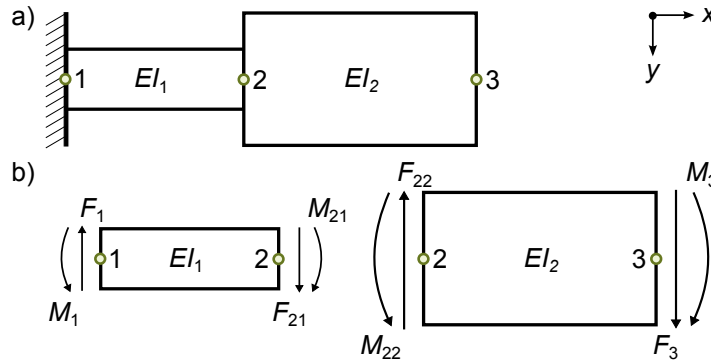


Abbildung 4.20: Zwei Elemente eines der beiden Mikroaktorbalke mit den Knoten 1 bis 3 und den freigeschnittenen Kräften und Momenten.

Der Verformungsvektor \vec{w} gibt die Durchbiegung und Krümmung des Balkenelements, der Belastungsvektor \vec{P} die Querkraft und das Moment am jeweils betrachteten Knoten an. Mit Hilfe von Gleichung 4.19 lässt sich ein Gleichungssystem für jedes Balkenelement aufstellen:

Element 1

$$\begin{pmatrix} F_1 \\ M_1 \\ F_{21} \\ M_{21} \end{pmatrix} = \frac{EI_1}{l_1^3} \begin{bmatrix} 12 & 6l_1 & -12 & 6l_1 \\ 6l_1 & 4l_1^2 & -6l_1 & 2l_1^2 \\ -12 & -6l_1 & 12 & -6l_1 \\ 6l_1 & 2l_1^2 & -6l_1 & 4l_1^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w_1 \\ w'_1 \\ w_{21} \\ w'_{21} \end{pmatrix} \quad (4.21)$$

Element 2

$$\begin{pmatrix} F_{22} \\ M_{22} \\ F_3 \\ M_3 \end{pmatrix} = \frac{EI_2}{l_2^3} \begin{bmatrix} 12 & 6l_2 & -12 & 6l_2 \\ 6l_2 & 4l_2^2 & -6l_2 & 2l_2^2 \\ -12 & -6l_2 & 12 & -6l_2 \\ 6l_2 & 2l_2^2 & -6l_2 & 4l_2^2 \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w_{22} \\ w'_{22} \\ w_3 \\ w'_3 \end{pmatrix} \quad (4.22)$$

Unter Berücksichtigung der Randbedingungen, dass die Durchbiegung und die Krümmung des Balkens für beide Elemente an Knoten 2 identisch sein muss ($w_{21} = w_{22} = w_2$ und $w'_{21} = w'_{22} = w'_2$),

lässt sich das Gleichungssystem durch Matrixassemblierung [302] für beide Elemente aufstellen:

$$\begin{pmatrix} F_1 \\ M_1 \\ F_{21} + F_{22} \\ M_{21} + M_{22} \\ F_3 \\ M_3 \end{pmatrix} = E \begin{bmatrix} 12 \frac{I_1}{l_1^3} & 6 \frac{I_1}{l_1^2} & -12 \frac{I_1}{l_1^3} & 6 \frac{I_1}{l_1^2} & 0 & 0 \\ 6 \frac{I_1}{l_1^2} & 4 \frac{I_1}{l_1} & -6 \frac{I_1}{l_1^2} & 2 \frac{I_1}{l_1} & 0 & 0 \\ -12 \frac{I_1}{l_1^3} & -6 \frac{I_1}{l_1^2} & 12 \frac{I_1}{l_1^3} + 12 \frac{I_2}{l_2^3} & -6 \frac{I_1}{l_1^2} + 6 \frac{I_2}{l_2^2} & -12 \frac{I_2}{l_2^3} & 6 \frac{I_2}{l_2^2} \\ 6 \frac{I_1}{l_1^2} & 2 \frac{I_1}{l_1} & -6 \frac{I_1}{l_1^2} + 6 \frac{I_2}{l_2^2} & 4 \frac{I_1}{l_1} + 4 \frac{I_2}{l_2} & -6 \frac{I_2}{l_2^2} & 2 \frac{I_2}{l_2} \\ 0 & 0 & -12 \frac{I_2}{l_2^3} & -6 \frac{I_2}{l_2^2} & 12 \frac{I_2}{l_2^3} & -6 \frac{I_2}{l_2^2} \\ 0 & 0 & 6 \frac{I_2}{l_2^2} & 2 \frac{I_2}{l_2} & -6 \frac{I_2}{l_2^2} & 4 \frac{I_2}{l_2} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w_1 \\ w'_1 \\ w_2 \\ w'_2 \\ w_3 \\ w'_3 \end{pmatrix} \quad (4.23)$$

Um das Gleichungssystem zu lösen, müssen die folgenden Randbedingungen des Balkens eingearbeitet werden:

- Keine Durchbiegung und Krümmung an der Einspannstelle ($w_1 = w'_1 = 0$)
- Aufheben von Kräften und Momenten wegen $\sum F = 0$ ($F_{21} = -F_{22}$, bzw. $M_{21} = -M_{22}$)

Das so reduzierte Gleichungssystem ist nun eindeutig nach den gesuchten Größen w_3 und w'_3 lösbar und lautet:

$$\begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ F_3 \\ M_3 \end{pmatrix} = E \begin{bmatrix} 12(\frac{I_1}{l_1^3} + \frac{I_2}{l_2^3}) & 6(-\frac{I_1}{l_1^2} + \frac{I_2}{l_2^2}) & -12 \frac{I_2}{l_2^3} & 6 \frac{I_2}{l_2^2} \\ 6(-\frac{I_1}{l_1^2} + \frac{I_2}{l_2^2}) & 4(\frac{I_1}{l_1} + \frac{I_2}{l_2}) & -6 \frac{I_2}{l_2^2} & 2 \frac{I_2}{l_2} \\ -12 \frac{I_2}{l_2^3} & -6 \frac{I_2}{l_2^2} & 12 \frac{I_2}{l_2^3} & -6 \frac{I_2}{l_2^2} \\ 6 \frac{I_2}{l_2^2} & 2 \frac{I_2}{l_2} & -6 \frac{I_2}{l_2^2} & 4 \frac{I_2}{l_2} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w_2 \\ w'_2 \\ w_3 \\ w'_3 \end{pmatrix} \quad (4.24)$$

Auf gleiche Weise lässt sich das Gleichungssystem für drei Balkenelemente aufstellen, das nach den gesuchten Größen Durchbiegung w_4 und Krümmung w'_4 gelöst werden kann:

$$\begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ F_4 \\ M_4 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 12(\frac{EI_1}{l_1^3} + \frac{EI_2}{l_2^3}) & 6(-\frac{EI_1}{l_1^2} + \frac{EI_2}{l_2^2}) & -12 \frac{EI_2}{l_2^3} & 6 \frac{EI_2}{l_2^2} & 0 & 0 \\ 6(-\frac{EI_1}{l_1^2} + \frac{EI_2}{l_2^2}) & 4(\frac{EI_1}{l_1} + \frac{EI_2}{l_2}) & -6 \frac{EI_2}{l_2^2} & 2 \frac{EI_2}{l_2} & 0 & 0 \\ -12 \frac{EI_2}{l_2^3} & -6 \frac{EI_2}{l_2^2} & 12(\frac{EI_2}{l_2^3} + \frac{EI_3}{l_3^3}) & 6(-\frac{EI_2}{l_2^2} + \frac{EI_3}{l_3^2}) & -12 \frac{EI_3}{l_3^3} & 6 \frac{EI_3}{l_3^2} \\ 6 \frac{EI_2}{l_2^2} & 2 \frac{EI_2}{l_2} & 6(-\frac{EI_2}{l_2^2} + \frac{EI_3}{l_3^2}) & 4(\frac{EI_2}{l_2} + \frac{EI_3}{l_3}) & -6 \frac{EI_3}{l_3^2} & 2 \frac{EI_3}{l_3} \\ 0 & 0 & -12 \frac{EI_3}{l_3^3} & -6 \frac{EI_3}{l_3^2} & 12 \frac{EI_3}{l_3^3} & -6 \frac{EI_3}{l_3^2} \\ 0 & 0 & 6 \frac{EI_3}{l_3^2} & 2 \frac{EI_3}{l_3} & -6 \frac{EI_3}{l_3^2} & 4 \frac{EI_3}{l_3} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w_2 \\ w'_2 \\ w_3 \\ w'_3 \\ w_4 \\ w'_4 \end{pmatrix} \quad (4.25)$$

Die Lösung des Gleichungssystems liefert die Auslenkung und Krümmung am Balkenende, wobei die material- und geometrieabhängigen Konstanten zu k_1 bis k_4 zusammengefasst werden:

$$w_4 = M \cdot k_1 - F \cdot k_2 \quad (4.26)$$

$$w'_4 = M \cdot k_3 - F \cdot k_4 \quad (4.27)$$

Der für die polymeren elektrothermischen Aktoren wichtige Verbund (vgl. Abbildung 4.21) aus Ausdehnungskörper und Heizstrukturen wirkt sich beim mechanischen Modell auf drei Parameter

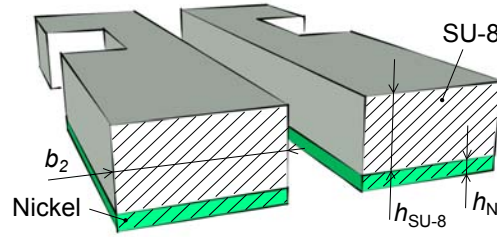


Abbildung 4.21: Querschnitt durch beide Balkenelemente, bei dem der Materialverbund aus SU-8-Ausdehnungskörper und Nickelheizfläche deutlich wird.

aus: die Biegesteifigkeit EI , die Dehnsteifigkeit EA und den Temperatúrausdehnungskoeffizienten α .

Die Biegesteifigkeit des Verbunds \overline{EI} ergibt sich durch die Addition der Einzelbiegesteifigkeiten $E_{\text{SU8}}I_{\text{SU8}}$ und $E_{\text{Ni}}I_{\text{Ni}}$ [303], wobei E das Elastizitätsmodul und I das Flächenträgheitsmoment der jeweiligen Geometrie sind. Analog lässt sich die Dehnsteifigkeit des Verbunds \overline{EA} bestimmen:

$$\overline{EI} = E_{\text{SU8}}I_{\text{SU8}} + E_{\text{Ni}}I_{\text{Ni}} \quad (4.28)$$

$$\overline{EA} = E_{\text{SU8}}A_{\text{SU8}} + E_{\text{Ni}}A_{\text{Ni}} \quad (4.29)$$

Mit Gleichung 4.28 lassen sich die in Gleichung 4.26 und 4.27 zusammengefassten Konstanten wie folgt formulieren:

$$\begin{aligned} k_1 &= \frac{3l_3^2\overline{EI}_1\overline{EI}_2 + 3l_2^2\overline{EI}_1\overline{EI}_3 + 3l_1^2\overline{EI}_2\overline{EI}_3 + 6l_3l_1\overline{EI}_2\overline{EI}_3 + 6l_3l_2\overline{EI}_1\overline{EI}_3 + 6l_2l_1\overline{EI}_2\overline{EI}_3}{6\overline{EI}_1\overline{EI}_2\overline{EI}_3} \\ k_2 &= \frac{2l_2^3\overline{EI}_1\overline{EI}_3 + 2l_3^3\overline{EI}_1\overline{EI}_2 + 6l_2^2l_3\overline{EI}_1\overline{EI}_3 + 2l_1^3\overline{EI}_2\overline{EI}_3 + 6l_1l_3^2\overline{EI}_2\overline{EI}_3 + 6l_2l_3^2\overline{EI}_1\overline{EI}_3}{6\overline{EI}_1\overline{EI}_2\overline{EI}_3} \\ &\quad + \frac{6l_1l_2^2\overline{EI}_2\overline{EI}_3 + 6l_3l_1^2\overline{EI}_2\overline{EI}_3 + 12l_3l_1l_2\overline{EI}_2\overline{EI}_3 + 6l_2l_1^2\overline{EI}_2\overline{EI}_3}{6\overline{EI}_1\overline{EI}_2\overline{EI}_3} \\ k_3 &= \frac{2l_1\overline{EI}_2\overline{EI}_3 + 2l_2\overline{EI}_1\overline{EI}_3 + 2l_3\overline{EI}_1\overline{EI}_2}{2\overline{EI}_1\overline{EI}_2\overline{EI}_3} \\ k_4 &= \frac{l_1^2\overline{EI}_2\overline{EI}_3 + 2l_1l_3\overline{EI}_2\overline{EI}_3 + 2l_1l_2\overline{EI}_2\overline{EI}_3 + l_3^2\overline{EI}_1\overline{EI}_2 + l_2^2\overline{EI}_1\overline{EI}_3 + 2l_2l_3\overline{EI}_1\overline{EI}_3}{2\overline{EI}_1\overline{EI}_2\overline{EI}_3} \end{aligned} \quad (4.30)$$

Bei der Betrachtung des Verbunds muss auch die Temperatúrausdehnung angepasst werden, was über einen gewichteten Temperatúrausdehnungskoeffizienten α^* abgebildet werden kann. Dieser setzt sich aus den mit den jeweiligen Querschnittsflächen A gewichteten Einzelkoeffizienten für SU-8 und Nickel zusammen:

$$\alpha^* = \frac{\alpha_{\text{Ni}}A_{\text{Ni}} + \alpha_{\text{SU-8}}A_{\text{SU-8}}}{A_{\text{Ni}} + A_{\text{SU-8}}} \quad (4.31)$$

Betrachtet man ausschließlich die Auslenkung in x -Richtung, so muss die temperaturbedingte Ausdehnung der drei heißen Balkenelemente Δl_h gleich der Summe der Auslenkungen der drei kalten Balkenelemente Δl_k und des starren Verbindungsstücks Δl_v sein (vgl. Abbildung 4.22):

$$\Delta l_h = \Delta l_k + \Delta l_v \quad (4.32)$$

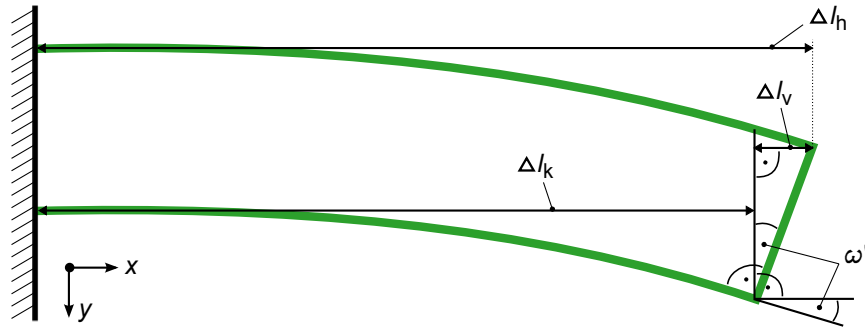


Abbildung 4.22: Zusammenhang zwischen Wegänderung des heißen und des kalten Balkens und des starren Verbindungsstücks, wobei nur die Bewegung in x -Richtung betrachtet wird.

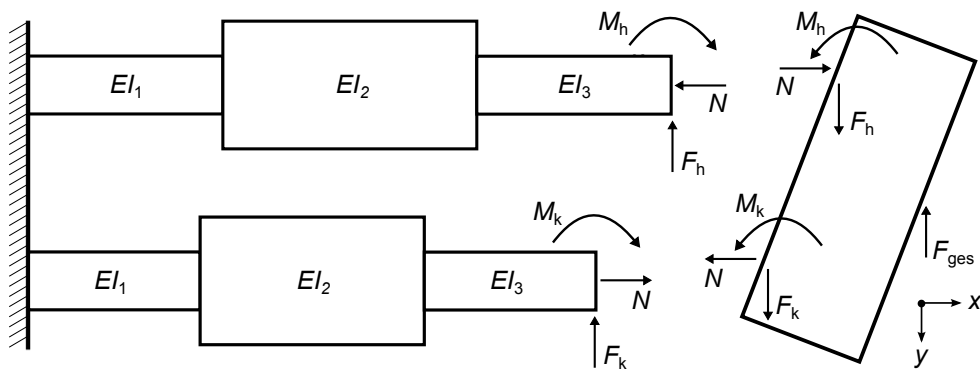


Abbildung 4.23: Freischnitt des steifen Verbindungsstücks zwischen den aus je drei Elementen bestehenden heißen und kalten Mikroaktorbalken mit auftretenden Kräften und Momenten.

Die normalkraftbedingte Dehnung Δl_n beider Balken lässt sich unter Berücksichtigung von Gleichung 4.29 über das Hooksche Gesetz [304] ermitteln. Die Normalkraft N entlang der drei Balkenelemente wird im Freischnitt in Abbildung 4.23 sichtbar. Das Vorzeichen muss für kalten und heißen Balken unterschiedlich sein:

$$\Delta l_n = N \sum_{x=1}^3 \frac{l_x}{EA_x} \quad (4.33)$$

Die temperaturbedingte Wärmeausdehnung der heißen Balkenelemente Δl_t lässt sich mit Gleichung 4.31, den Längen der einzelnen Balkenelemente l_x und der mittleren Temperaturänderung im jeweiligen Balkenelement ΔT_x nach folgendem Zusammenhang bestimmen:

$$\Delta l_t = \sum_{x=1}^3 \alpha_x^* \Delta T_x l_x \quad (4.34)$$

Aus Gleichung 4.33 und 4.34 lassen sich mit $\Delta l_h = \Delta l_n + \Delta l_t$ die Gesamtdehnungen im heißen Δl_h und kalten Δl_k Balken bei Berücksichtigung der je drei Elemente mit identischen Abmessungen für heißen und kalten Balken bestimmen:

$$\Delta l_h = -N \underbrace{\left(\frac{l_1}{EA_1} + \frac{l_2}{EA_2} + \frac{l_3}{EA_3} \right)}_{j_n} + \underbrace{(\alpha_1^* \Delta T_1 l_1 + \alpha_2^* \Delta T_2 l_2 + \alpha_3^* \Delta T_3 l_3)}_{\Delta l_t} \quad (4.35)$$

$$\Delta l_k = N \underbrace{\left(\frac{l_1}{EA_1} + \frac{l_2}{EA_2} + \frac{l_3}{EA_3} \right)}_{j_n} \quad (4.36)$$

Die Wegänderung des Verbindungsstücks Δl_v lässt sich durch $\Delta l_v = a \sin w'$ beschreiben, wobei a den Abstand der Balkenachsen darstellt. Für kleine Winkel w' gilt:

$$\sin w' = w' \quad (4.37)$$

Unter Berücksichtigung von Gleichung 4.35, 4.36 und 4.37 ergibt sich aus Gleichung 4.32 folgender Zusammenhang:

$$-N j_n + \Delta l_t = N j_n + w' a \quad (4.38)$$

Am Verbindungs balken (vgl. Abbildung 4.23) muss ein Kräftegleichgewicht herrschen, wodurch sich auch das Momentengleichgewicht um die beiden Anschlusspunkte ergibt:

$$F_{\text{ges}} = F_h + F_k \quad (4.39)$$

$$M_h + M_k = N a \quad (4.40)$$

Wegen der Steifigkeit des Verbindungsstücks müssen die anliegenden Winkel gleich groß sein:

$$w'_h = w'_k \quad (4.41)$$

Auf Basis der vorliegenden Gleichungen lassen sich die maximale Kraft (Blockierkraft) F_{block} und der maximale Hub (Leerlaufauslenkung) w_{max} des Aktors bestimmen. Zur Berechnung der Blockierkraft wird der Aktor virtuell festgebremst, was zu $w_h = w_k = 0$ führt. Aus Gleichung 4.26 folgt für den kalten und den heißen Balken:

$$M_h = \frac{k_2}{k_1} F_h \quad \text{bzw.} \quad M_k = \frac{k_2}{k_1} F_k \quad (4.42)$$

Eingesetzt in Gleichung (4.40) und unter Berücksichtigung der Symmetrie des Aktors ergibt sich:

$$\frac{k_2}{k_1} F_h + \frac{k_2}{k_1} F_k = N a \quad (4.43)$$

$$\frac{k_2}{k_1} (F_h + F_k) = \frac{k_2}{k_1} F_{\text{block}} = N a \quad (4.44)$$

Die Formel für die Normalkraft ergibt sich daher zu:

$$N = \frac{1}{a} \frac{k_2}{k_1} F_{\text{block}} \quad (4.45)$$

Analog folgt aus Gleichung 4.27 und 4.40 der Zusammenhang für w' :

$$F_{\text{block}} \frac{k_4}{k_3} + 2 \frac{w'}{k_3} = Na \quad (4.46)$$

$$w' = \frac{1}{2} (Na k_3 - F_{\text{block}} k_4) \quad (4.47)$$

Durch das Einsetzen von Gleichung 4.45 und 4.47 in Gleichung 4.38 ergibt sich die Formel zur Berechnung der gesuchten Blockierkraft:

$$F_{\text{block}} = \frac{\Delta l_t}{\left[\frac{2}{a} \frac{k_2}{k_1} j_n + \frac{a}{2} \left(\frac{k_2}{k_1} k_3 - k_4 \right) \right]} \quad (4.48)$$

Zur Bestimmung der maximalen Auslenkung w_{max} muss die Randbedingung $F_{\text{ges}} = F_h = F_k = 0$ gelten. Analog zur Kraftberechnung ergeben sich die Momente für den heißen und den kalten Balken aus Gleichung 4.26 und 4.27 zu:

$$M_h = \frac{w_{\text{max}}}{k_1} \quad \text{bzw.} \quad M_k = \frac{w_{\text{max}}}{k_1} \quad (4.49)$$

$$M_h = \frac{w'}{k_3} \quad \text{bzw.} \quad M_k = \frac{w'}{k_3} \quad (4.50)$$

Durch Einsetzen dieser Gleichungen in Gleichung 4.40 lässt sich analog zur Herleitung der Blockierkraft die Normalkraft und die Krümmung ausdrücken:

$$N = \frac{2}{a} \frac{w_{\text{max}}}{k_1} \quad (4.51)$$

$$w' = Na \frac{k_3}{2} \quad (4.52)$$

Die Leerlaufauslenkung ergibt sich durch Einsetzen von Gleichung 4.51 und 4.52 in Gleichung 4.38:

$$w_{\text{max}} = \Delta l_t \frac{k_1}{\left(\frac{4}{a} j_n + k_3 a \right)} \quad (4.53)$$

Mit Gleichung 4.48 und Gleichung 4.53 lassen sich maximale Kraft und Auslenkung eines symmetrischen Mikroaktors analytisch bestimmen. Die Konstanten k_x und j_n hängen dabei ausschließlich von Material- und Geometrieparametern ab. Die Temperaturdehnung Δl_t enthält darüber hinaus die Änderung der Durchschnittstemperatur jedes Balkenelements ΔT_x .

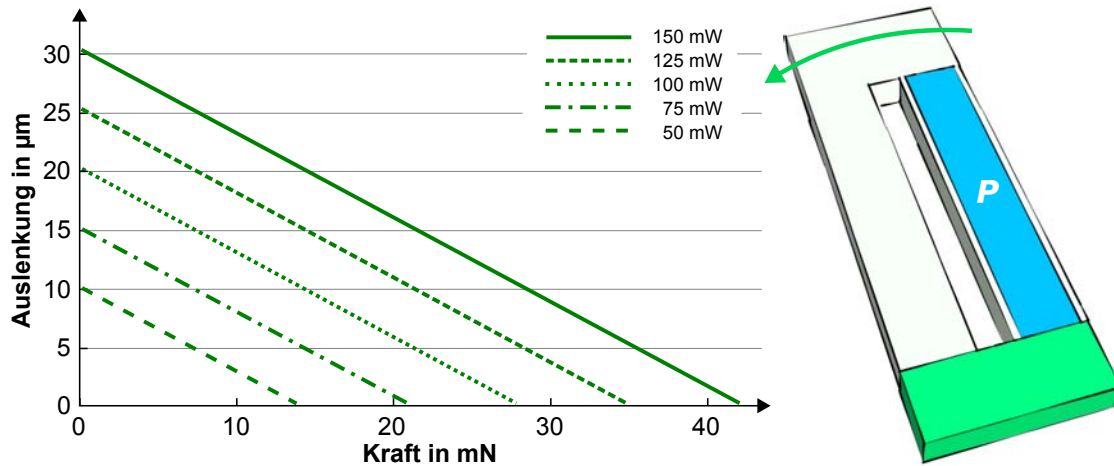


Abbildung 4.24: Kraft-Weg-Kennlinien eines querschnittänderungsfreien Mikroaktors bei Variation der Eingangsleistung P mit $a = 0,8 \text{ mm}$, $b = b_1 = b_2 = b_3 = 0,4 \text{ mm}$, $l_1 = l_2 = l_3 = 1,25 \text{ mm}$, $l_{\text{ges}} = 3,75 \text{ mm}$ und $h = 0,27 \text{ mm}$.

4.4.3 Statisches Mikroaktorverhalten

Ausgehend vom mathematischen Modell des polymeren Mikroaktors wird im Folgenden das statische, d. h. thermisch eingeschwungene Verhalten diskutiert. Die elektrische bzw. thermische Eingangsleistung ist bei konstanter Umgebungstemperatur linear mit der erzeugten Temperaturerhöhung verknüpft $P \propto \Delta T$. In Gleichung 4.48 und Gleichung 4.38 ist ein ebenfalls linearer Zusammenhang zwischen der Temperaturerhöhung und den mechanischen Aktorgrößen Weg und Kraft erkennbar, d. h. $\Delta T \propto w_{\text{max}}$ bzw. $\Delta T \propto F_{\text{block}}$. Diese Tatsache ist am Beispiel eines querschnittänderungsfreien Mikroaktors in Abbildung 4.24 dargestellt.

Als Optimierungskriterium Ψ wird das Produkt aus Leerlaufauslenkung w_{max} und Blockierkraft F_{block} bezogen auf die vom Aktor benötigte rechteckige Grundfläche A_{umgebend} und die mittlere Temperaturerhöhung $\Delta T_{\text{mittel}} = (\Delta T_1 + \Delta T_2 + \Delta T_3)/3$ des Heizelements verwendet (vgl. Gleichung 4.54). Ziel ist es, Ψ bei konstanter thermischer Eingangsleistung zu maximieren und so eine große mechanische Arbeit bei kleiner Grundfläche und niedriger Betriebstemperatur zu erzielen, was zu einem energieeffizienten, kostengünstigen und langzeitstabilen Mikrosystem führt:

$$\Psi = \frac{w_{\text{max}} F_{\text{block}}}{A_{\text{umgebend}} \Delta T_{\text{mittel}}} \quad (4.54)$$

Im Folgenden werden die im analytischen Modell berücksichtigten Geometrieparameter einzeln variiert und ihr Einfluss auf die Blockierkraft, die Leerlaufauslenkung, die mittlere Temperaturerhöhung ΔT_{mittel} und das Optimierungskriterium Ψ dargestellt. Zum einfacheren Verständnis wird Ψ auf den Wert Ψ_{ref} für die in Abbildung 4.24 gezeigte Aktorgeometrie ($P = 200 \text{ mW}$) bezogen und in Prozent angegeben. Die Eingangsleistung wird für alle folgenden Darstellungen auf $P = 125 \text{ mW}$ festgesetzt. In Abbildung 4.25 ist die Abhängigkeit der genannten Größen von der Schichtdicke h des polymeren Ausdehnungskörpers dargestellt, wobei sich das Verhältnis aus Blockierkraft und Leerlaufauslenkung damit gut einstellen lässt.

Anders verhält es sich bei der in Abbildung 4.26 gezeigten Variation des Balkenabstands a . Die mittlere Temperaturerhöhung bleibt näherungsweise konstant, alle anderen Größen nehmen mit

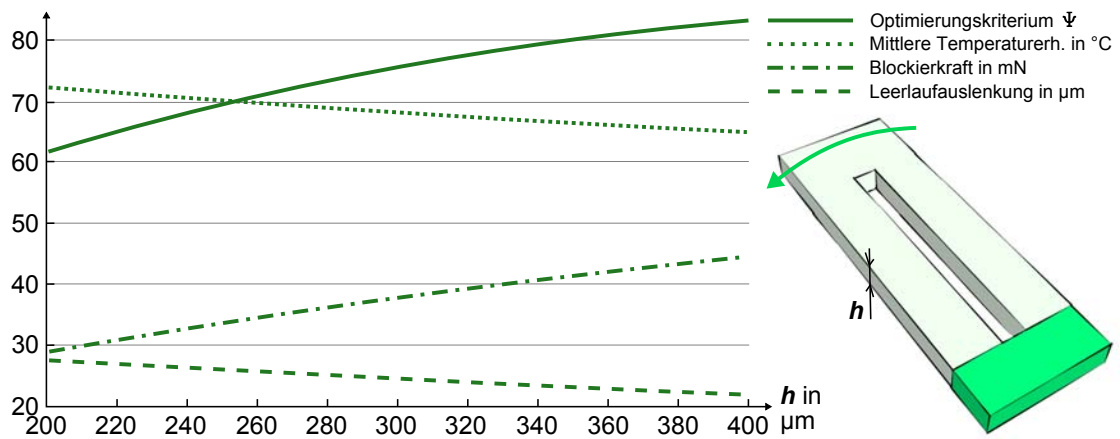


Abbildung 4.25: Mikroaktorverhalten bei Variation der Ausdehnungskörperdicke h mit $P = 125 \text{ mW}$, $a = 0,8 \text{ mm}$, $b = b_1 = b_2 = b_3 = 0,4 \text{ mm}$, $l_1 = l_2 = l_3 = 1,25 \text{ mm}$ und $l_{\text{ges}} = 3,75 \text{ mm}$.

steigendem Balkenabstand ab. Ziel muss es also sein, den Abstand der Balkenmitten so gering wie möglich zu wählen, was zum einen von den technologischen Randbedingungen, zum anderen aber auch von der Wärmeübertragung zwischen heißem und kaltem Balken begrenzt wird. Letztere ist im vorgestellten mathematischen Modell nicht berücksichtigt und kann für einen lateralen Spalt zwischen den Balken von $> 100 \mu\text{m}$ näherungsweise vernachlässigt werden. Wie in Abbildung 4.16 dargestellt, muss diese passive Erwärmung des kalten Balkens über das Substrat allerdings bei langen Betriebszeiten trotz des großen Abstands berücksichtigt werden.

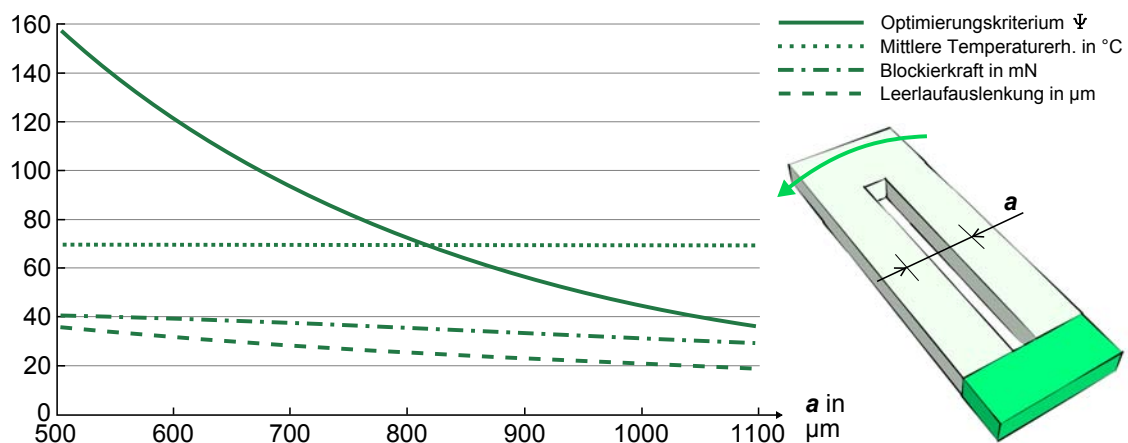


Abbildung 4.26: Mikroaktorverhalten bei Variation des Abstands der Balkenmitten a mit $P = 125 \text{ mW}$, $h = 0,27 \text{ mm}$, $b = b_1 = b_2 = b_3 = 0,4 \text{ mm}$, $l_1 = l_2 = l_3 = 1,25 \text{ mm}$ und $l_{\text{ges}} = 3,75 \text{ mm}$.

Das Erhöhen der Balkengesamtlänge l_{ges} führt, wie in Abbildung 4.27 gezeigt, auf Grund der konstanten Eingangsleistung von $P = 125 \text{ mW}$ zu einer niedrigeren Heizertemperatur und damit zu einem sinkenden ψ . Das Verhältnis aus Kraft und Weg lässt sich mit diesem Parameter dagegen gut einstellen.

Auch über den Geomentrieparameter b lässt sich das Kraft-Weg-Verhältnis gut skalieren (vgl. Abbildung 4.28). Der Einfluss auf ψ ist allerdings deutlich ausgeprägter als bei der Variation von l_{ges} . Besonders die dünnen Balken ($b = 0,2 \text{ mm}$) erfahren eine große Temperaturerhöhung, was eine

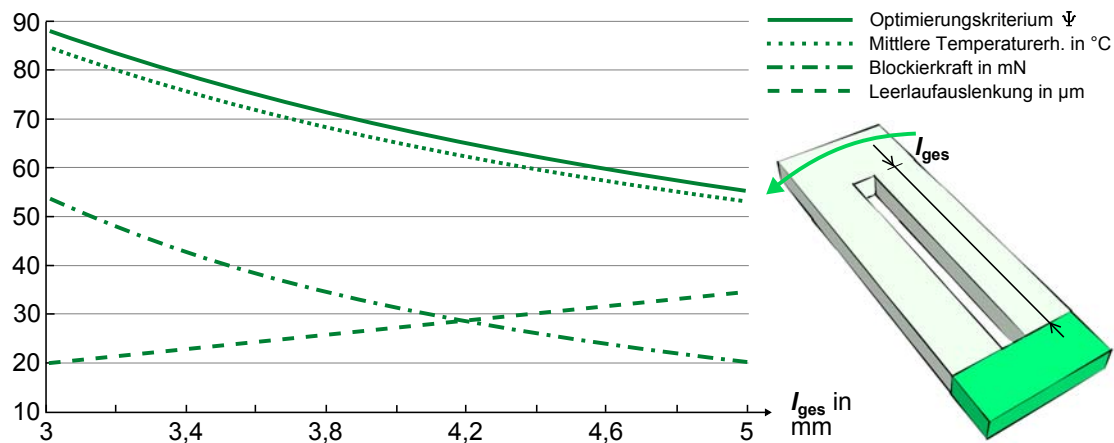


Abbildung 4.27: Mikroaktorverhalten bei Variation der Gesamtlänge l_{ges} ($l_1 = l_2 = l_3 = l_{ges}/3$) mit $P = 125 \text{ mW}$, $h = 0,27 \text{ mm}$, $a = 0,8 \text{ mm}$ und $b = b_1 = b_2 = b_3 = 0,4 \text{ mm}$.

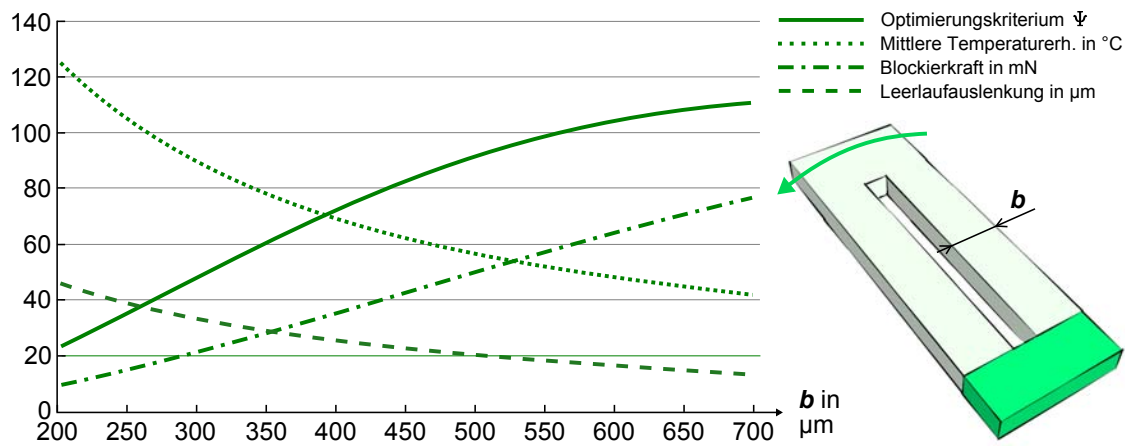


Abbildung 4.28: Mikroaktorverhalten bei Variation der Balkenbreite b ($b_1 = b_2 = b_3 = b$) mit $P = 125 \text{ mW}$, $h = 0,27 \text{ mm}$, $a = 0,8 \text{ mm}$, $l_1 = l_2 = l_3 = 1,25 \text{ mm}$ und $l_{ges} = 3,75 \text{ mm}$.

reduzierte Langzeitstabilität und einen eingeschränkten Umgebungstemperaturbereich zur Folge hat.

Neben der Variation der Basisgeometrieparameter h , a , l_{ges} und b lassen sich die oben beschriebenen drei Querschnittsänderungen zum Abbilden von Filmgelenken im Pseudobimorph heranziehen. In Abbildung 4.29 ist das Mikroaktorverhalten dargestellt, das beim Verjüngen des ersten Balkenelements und beim Verändern der Länge dieser Verjüngung entsteht. Die Gesamtlänge l_{ges} bleibt dabei aus Vergleichbarkeitsgründen konstant. In Abbildung 4.29 a) ist erkennbar, dass bei annähernd gleichem ψ über l_1 das Kraft-Weg-Verhältnis gut eingestellt werden kann. Die in Abbildung 4.29 b) dargestellte Kurve für ψ ist stetig, aber nicht stetig differenzierbar, da sich aus der ab $b_1 = 0,4 \text{ mm}$ größer werdenden umschließenden Aktorfläche $b_1 > b_2$ bzw. $b_1 > b_3$ ergibt.

Verschiebt man die Filmgelenke auf die Seite des starren Verbindungsstücks, ergeben sich die in Abbildung 4.30 dargestellten Verläufe für die Variation von l_3 bzw. b_3 . Die Optimierungsfunktion ψ nimmt für diese Einschnürung des Balkenelements deutlich kleinere Werte als ohne die Einschnürung an. Ein Filmgelenk an dieser Aktorseite ist daher nicht empfehlenswert.

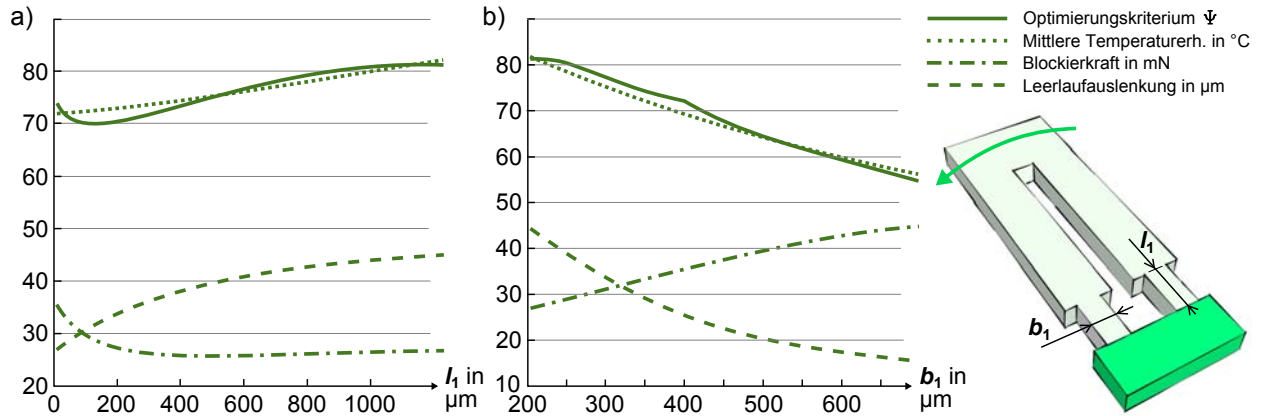


Abbildung 4.29: Mikroaktorverhalten bei a) Variation der Balkenelementlänge l_1 mit $P = 125 \text{ mW}$, $h = 0,27 \text{ mm}$, $a = 0,8 \text{ mm}$, $l_1 = 1,25 \text{ mm}$, $l_2 = l_{\text{ges}} - l_3 - l_1$, $b_1 = 0,2 \text{ mm}$ und $b_2 = b_3 = 0,4 \text{ mm}$ und b) Variation der Balkenelementbreite b_1 mit $P = 125 \text{ mW}$, $h = 0,27 \text{ mm}$, $a = 0,8 \text{ mm}$, $l_1 = l_2 = l_3 = 1,25 \text{ mm}$ und $b_2 = b_3 = 0,4 \text{ mm}$.

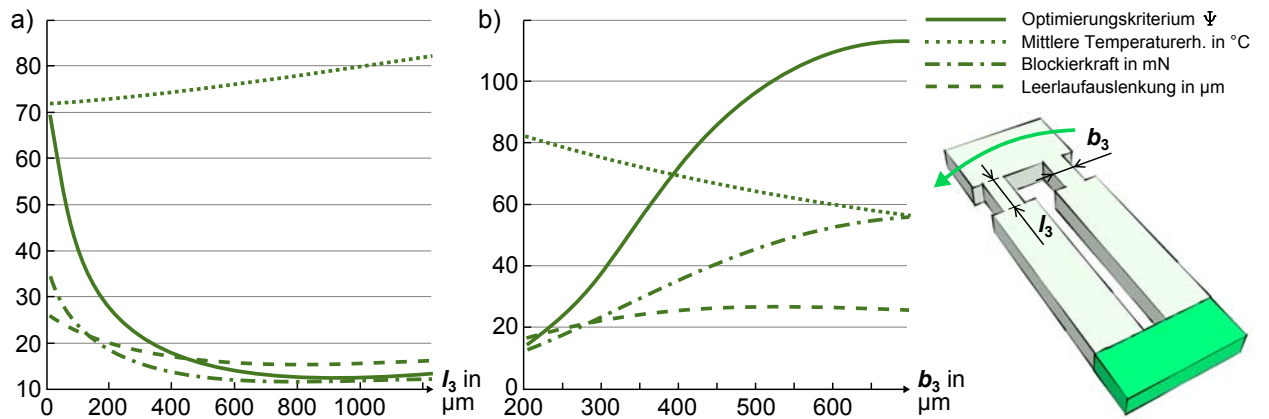


Abbildung 4.30: Mikroaktorverhalten bei a) Variation der Balkenelementlänge l_3 mit $P = 125 \text{ mW}$, $h = 0,27 \text{ mm}$, $a = 0,8 \text{ mm}$, $l_3 = 1,25 \text{ mm}$, $l_2 = l_{\text{ges}} - l_3 - l_1$, $b_3 = 0,2 \text{ mm}$ und $b_1 = b_2 = 0,4 \text{ mm}$ und b) Variation der Balkenelementbreite b_3 mit $P = 125 \text{ mW}$, $h = 0,27 \text{ mm}$, $a = 0,8 \text{ mm}$, $l_1 = l_2 = l_3 = 1,25 \text{ mm}$, $l_{\text{ges}} = 3,75 \text{ mm}$ und $b_1 = b_2 = 0,4 \text{ mm}$.

Ein ähnliches Verhalten zeigt Abbildung 4.31, bei der sowohl das erste als auch das dritte Balkenelement ein Filmgelenk für $b_1 < b_2$ bzw. $b_3 < b_2$ darstellt. Auch diese Variation lässt ψ sinken und ist damit im Sinne einer Optimierung nicht geeignet.

Aus dem mathematischen Modell lässt sich ableiten, dass zur Maximierung von ψ unter anderem $b_1 < (b_2 = b_3)$ oder $b_2 < (b_1 = b_3)$ sein muss. Wenn die Breite des ersten Balkenelements b_1 kleiner als die des zweiten Elements b_2 ist, tritt ein geringerer Wärmeabfluss über die Einspannstelle zum Substrat auf, weshalb die Variante $b_1 < (b_2 = b_3)$ bevorzugt wird. Die Bestimmung des Maximums von ψ kann nur bei vorheriger anwendungsspezifischer Festlegung der beiden Zielgrößen w_{max} und F_{block} und unter Berücksichtigung möglicher geometrischer oder technologischer Randbedingungen erfolgen.

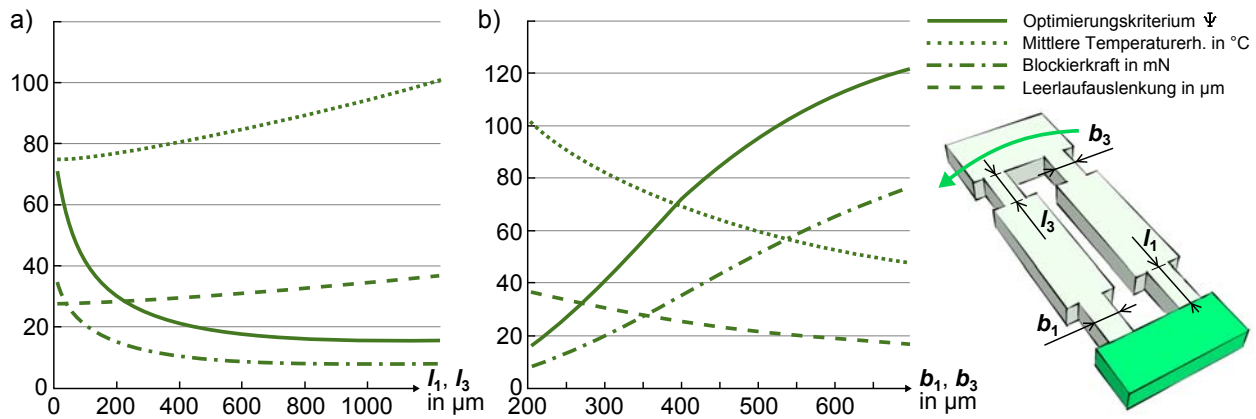


Abbildung 4.31: Mikroaktorverhalten bei a) Variation der Balkenelementlängen l_1 und l_3 mit $P = 125 \text{ mW}$, $h = 0,27 \text{ mm}$, $a = 0,8 \text{ mm}$, $l_2 = 3,75 \text{ mm} - l_3 - l_1$, $b_2 = 0,4 \text{ mm}$ und $b_1 = b_3 = 0,2 \text{ mm}$ und b) Variation der Balkenelementbreiten b_1 und b_3 mit $P = 125 \text{ mW}$, $h = 0,27 \text{ mm}$, $a = 0,8 \text{ mm}$, $l_1 = l_2 = l_3 = 1,25 \text{ mm}$, $l_{\text{ges}} = 3,75 \text{ mm}$ und $b_2 = 0,4 \text{ mm}$.

4.4.4 Dynamisches Mikroaktorverhalten

Bei der Betrachtung des dynamischen Aktorverhaltens muss das thermische Netzwerk aus Abbildung 4.18 um die Wärmekapazität des polymeren Ausdehnungskörpers erweitert werden. Für die Modellierung wird die Wärmekapazität eines Balkenelements auf zwölf Einzelkapazitäten an den jeweiligen Knoten innerhalb des Netzwerks verteilt (vgl. Abbildung 4.32). Die Wärmekapazitäten des Nickelheizelements und der umgebenden Luft können vernachlässigt werden, da sie deutlich kleiner als die Wärmekapazität des SU-8-Ausdehnungskörpers sind. Der polymere Ausdehnungskörper bestimmt daher maßgeblich das zeitliche Verhalten des Mikroaktors. Die enthaltenen thermischen Widerstände können aus dem statischen Modell übernommen werden.

Im Gegensatz zu den statischen Betrachtungen muss im dynamischen Fall die Art der elektrischen Erzeugung des Wärmestroms durch das ohmsche Heizelement berücksichtigt werden. Durch entsprechende externe Beschaltung kann die thermische Leistung über eine konstante elektrische Spannung, einen konstanten Strom oder eine Leistungsmaximierung (entspricht einer konstanten Heizelementtemperatur) eingebracht werden. In Abbildung 4.33 a) sind die dynamischen Simulationsergebnisse mit den entsprechenden Zeitkonstanten t_p , t_U und t_I zum Erreichen von 90 % der statischen Auslenkung dargestellt. Der zum Zeitpunkt Null auftretende steile Auslenkungsanstieg begründet sich auf den Heizelementknoten (vgl. Abbildung 4.32), der nur mit einer geringen Wärmekapazität C_{LS} des Luftspalts modelliert wird. Ein identisches Verhalten weist die dynamische FEM-Simulation auf. Zu erkennen ist, dass der temperaturgesteuerte Aktor bei gleicher Geometrie schneller als die spannungs- bzw. stromgesteuerten Varianten ist. Die Simulation zeigt auch zwischen den beiden letztgenannten Varianten einen Unterschied, wobei die Spannungspeisung geringfügig schneller ist.

Vergleicht man die Simulationen mit den dynamischen Messungen in Abbildung 4.33 b), lässt sich eine gute Übereinstimmung der Zeitkonstanten feststellen. Ein zeitlicher Unterschied zwischen Spannungs- und Stromspeisung kann in den Messdaten allerdings nicht beobachtet werden. Dieser Umstand kann auf die getroffenen Vereinfachungen im dynamischen Modell zurückgeführt werden (z. B. Rechnen mit verteilten konzentrierten Bauelementen, Heranziehen der Balkendurchschnitts-

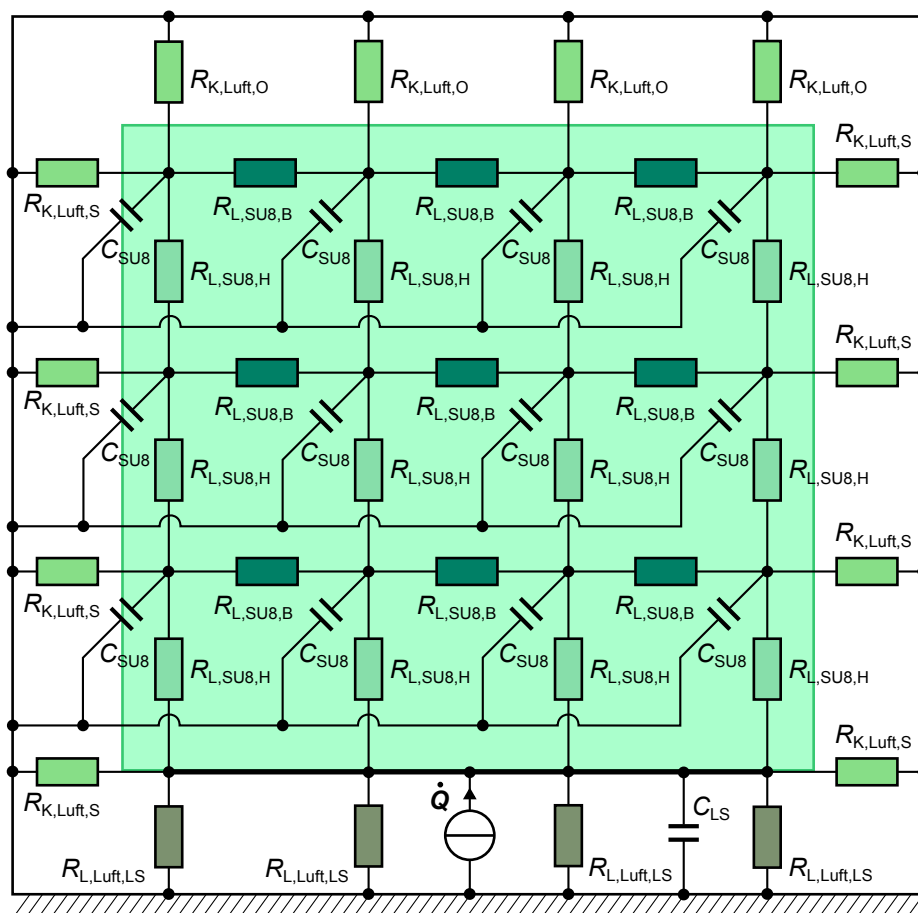


Abbildung 4.32: Thermisches Netzwerkmodell für ein Ausdehnungskörperelement zur dynamischen Betrachtung des Aufheizvorgangs: Erweiterung von Abbildung 4.18 um die verteilten Wärmekapazitäten von SU-8 C_{SU8} und die Wärmekapazität des Luftspalts C_{LS} .

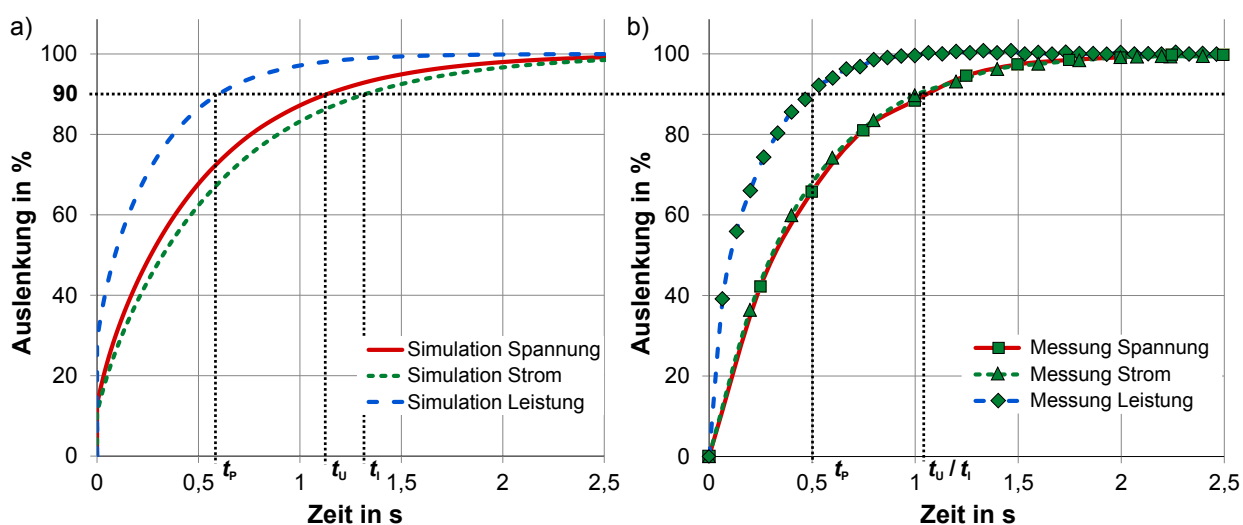


Abbildung 4.33: Dynamische Auslenkungsverläufe eines Mikroaktors (Typ E, vgl. Tabelle 4.3): a) Simulationsergebnisse für die elektrischen Steuergrößen Spannung, Strom und Leistung und b) vergleichende Messergebnisse des realen dynamischen Aktorverhaltens.

temperatur zur Bestimmung der mechanischen Größen, Betrachten von nur einem Balkenelement zur Bestimmung der Dynamik). Trotz der kleineren Zeitkonstanten bei der Leistungsmaximierung wird eine Spannungsspeisung empfohlen. Sie gewährt vergleichbare Zeitkonstanten wie bei der Stromspeisung, erfordert allerdings weniger Schaltungsaufwand und begrenzt durch die temperaturbedingte Widerstandserhöhung implizit die aufgenommene elektrische Leistung. Darüberhinaus sind im Spannungsspeisungsbetrieb über $2 \cdot 10^6$ Aktorhübe unter Last nachgewiesen, im Leistungsmaximierungsfall werden wegen des großen thermischen Stresses ca. 10^3 Aktorhübe erreicht.

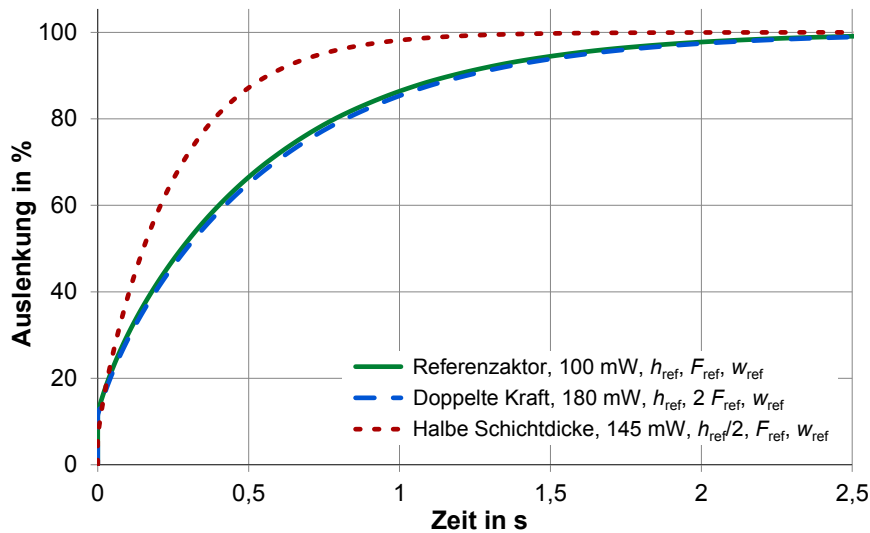


Abbildung 4.34: Berechneter Einfluss von unterschiedlichen Geometrien auf die Aktordynamik bei gleicher Temperaturdifferenz ΔT .

Mit Hilfe des aufgestellten dynamischen Modells können grundsätzliche Einflussfaktoren auf die Aktordynamik abgeleitet werden. In Abbildung 4.34 ist die Auswirkung von Geometrieänderungen auf die mechanischen Ausgangsgrößen Kraft $F(t)$ bzw. Weg $w(t)$ dargestellt. Die gewählte Referenzgeometrie erzeugt im eingeschwungenen Zustand die Größen F_{ref} bzw. w_{ref} bei Spannungsspeisung und 100 mW Eingangsleistung. Ersetzt man zwei dieser Referenzgeometrien durch einen großen Mikroaktor identischer Schichtdicke, doppelter Kraft $2F_{\text{ref}}$ und identischem Weg w_{ref} , ergibt sich im Rahmen der Modellgenauigkeit ein übereinstimmender Zeitverlauf. Grund dafür ist die annähernd gleichbleibende thermische Zeitkonstante $R_{\text{therm}}C_{\text{therm}}$ bei lateralen Geometrieänderungen. Halbiert man dagegen die Schichtdicke der Referenzgeometrie und erhöht die lateralen Abmessungen soweit, dass bei gleicher Temperaturdifferenz ΔT die Kraft F_{ref} bzw. der Weg w_{ref} erreicht werden, so zeigt sich eine deutliche Verbesserung der Zeitkonstanten. Die Aktordynamik kann zusätzlich über die physikalischen Eigenschaften des verwendeten Ausdehnungskörpermaterials beeinflusst werden. Eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit bewirkt dabei nur eine geringe Erhöhung der Dynamik. Die spezifische Wärmekapazität geht dagegen linear in die thermische Zeitkonstante ein.

Beim Einsatz der polymeren Mikroaktorik in Anwendungen mit gepulster mechanischer Energieabgabe ist es sinnvoll, die Geometrie so zu wählen, dass der Arbeitspunkt im Bereich der größten Kennliniensteigung liegt (siehe Abbildung 4.33 b) im Bereich von 0 bis ca. 40 %). Die Kombination dieser Aktorik mit einem bistabilen Haltesystem generiert den genannten Lastfall und gewährt so eine höhere Dynamik.

4.5 Aktorfertigung, Entwurf und Charakterisierung

Basierend auf den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Technologien wird im Folgenden der Fertigungsprozess für die SU-8-basierten elektrothermischen Aktoren gezeigt. Daran schließt sich der Entwurf der Mikroaktorik für den Einsatz im bistabilen Mikrorelais mit Hilfe der theoretischen Modelle an. Die gefertigten Aktoren werden abschließend charakterisiert und mit den Ergebnissen aus FEM-Modell und thermoelastomechanischen Rechnungen verglichen.

4.5.1 Fertigungsprozess der elektrothermischen Antriebe

Die polymeren Mikroaktoren werden über UV-Lithographie, UV-Tiefenlithographie und Galvanoformung kostengünstig im Mehrfachnutzen gefertigt. Ausgangslage ist dabei ein 4-Zoll-Keramiksubstrat (Al_2O_3), das mittels Sputtern mit einer 200 nm dünnen Kupferstartschicht versehen wird (vgl. Abbildung 4.35 a). In Abbildung 4.35 b) ist die 30 μm dicke Galvanoform aus dem positiven Resist AZ 9260 dargestellt, die im darauf folgenden Prozessschritt galvanisch mit Kupfer gefüllt und anschließend nasschemisch entfernt wird (vgl. Abbildung 4.35 c). Das strukturierte Kupfer ist 24 μm dick und dient als Opferschicht, um am Ende der Prozesskette den Ausdehnungskörper freizustellen und beweglich werden zu lassen. In Abbildung 4.35 d) folgt ein weiterer UV-Lithographieschritt mit 30 μm dickem AZ 9260, der als Galvanoform für die 20 μm dicken elektrischen Zuleitungen aus Nickel verwendet wird. Die Einebnung der rauhen und ungeläpften Kupferopferschicht geschieht mittels einer dünnen (20 μm) UV-strukturierten SU-8-Schicht (vgl. Abbildung 4.35 e). Die Dünnschichtheizer werden per Lift-off-Verfahren mit Hilfe des in Abbildung 4.35 f) gezeigten strukturierten AZ 9260 Resists gefertigt. Die Photolackform wird dazu, wie in Abbildung 4.35 g) dargestellt, mit einem 20 nm dicken Chrom- und einem 150 nm dicken Nickelmetallfilm bedampft und anschließend entfernt. Übrig bleiben die Heizstrukturen aus Chrom/Nickel, die über die SU-8-Kante auf die elektrischen Zuleitungen kontaktiert sind. Die Kupferstartschicht wird jetzt durch einen Dipp in APDS entfernt, um eine bessere Haftung zwischen Substrat und dem noch folgenden SU-8 zu erhalten. Mittels UV-Tiefenlithographie wird der Ausdehnungskörper mit einer Dicke von 300 μm auf die Heizstrukturen prozessiert (vgl. Abbildung 4.35 h). Nach einem Hardbake wird die Kupferopferschicht unter dem Ausdehnungskörper durch selektives Ätzen mit APDS entfernt, was diesen freistellt. Die Herausforderungen in der Prozesskette (z. B. rauhe Oberflächen) werden in Kapitel 6 ausführlich diskutiert.

4.5.2 Randbedingungen für den Antrieb

Die geometrischen Randbedingungen für den Aktorentwurf ergeben sich aus den technologischen und materialspezifischen Grenzen und den Abmessungen des im Rahmen der Arbeit aufgebauten Matrixdemonstrators unter Berücksichtigung der zur Verfügung stehenden Substratfläche. Um die Vielzahl der Optimierungsparameter auf ausschließlich laterale Geometrieparameter einzuschränken, wird die SU-8-Schichtdicke als Kompromiss zwischen einer hohen Steifigkeit senkrecht zur Substratebene, einem geringen Temperaturgradienten im Ausdehnungskörper und kurzen Prozesszeiten auf 300 μm festgelegt.

Der gewünschte Kontaktabstand von 30 μm (vgl. Tabelle 3.2 in Kapitel 3) kann technologisch nicht zuverlässig gefertigt werden (vgl. Kapitel 5), d. h. der realisierte Kontaktabstand entspricht dem technologisch robust fertigbaren Minimum von $2 \cdot 50 \mu\text{m}$. Die Mikroaktorik muss dabei den

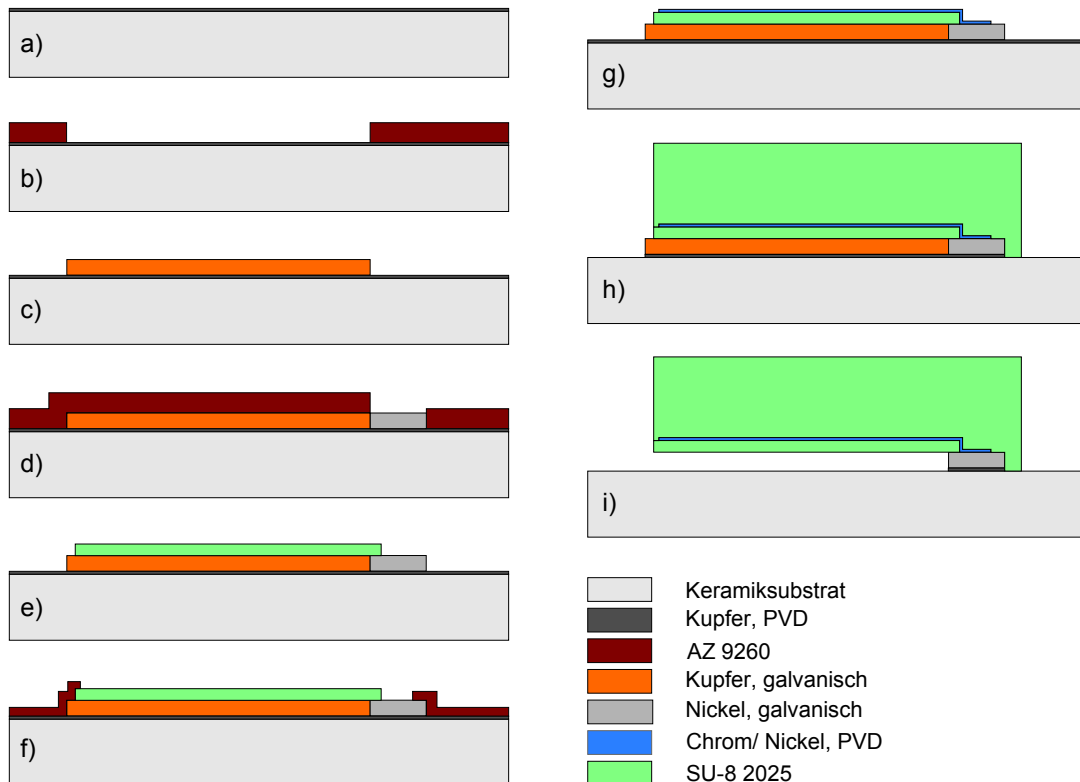


Abbildung 4.35: Prozessschema für die Fertigung der polymeren Mikroaktorik: a) Sputtern der Kupferstartschicht (200 nm) auf Keramiksubstrat, b) UV-Strukturieren einer AZ 9260 Photolackform (30 µm), c) galvanisches Abscheiden der Kupferopferschicht (24 µm), d) UV-Strukturieren einer AZ 9260 Photolackform (30 µm) und galvanisches Abscheiden der Nickelleiterbahnen (20 µm), e) UV-Strukturieren einer SU-8 2025 Photolackschicht (20 µm) als mechanische Heizstrukturklammer, f) UV-Strukturieren einer AZ 9260 Photolack-Lift-off-Form (30 µm), g) Aufdampfen der Chrom-Nickel-Heizschicht (20 nm bzw. 150 nm) und Strukturieren über Lift-off, h) selektives Ätzen der Kupferstartschicht und UV-Strukturieren des SU-8 2025 Ausdehnungskörpers (300 µm) und i) Hardbake und selektives Ätzen der Kupferopferschicht.

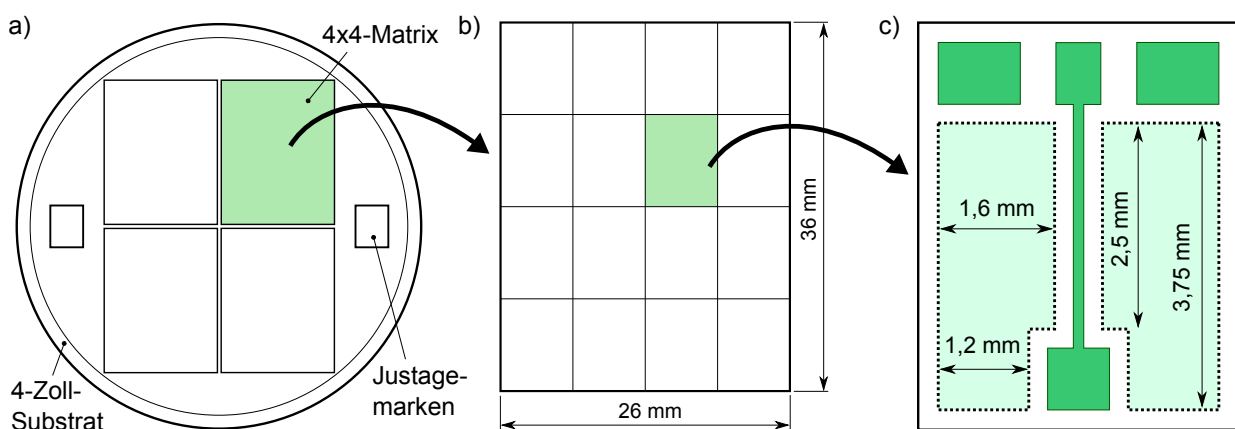


Abbildung 4.36: Geometrische Randbedingungen: a) 4-Zoll-Substrat mit Justagemarken und Platz für vier Matrixdemonstratoren, b) Vergrößerung einer 4x4-Mikrorelaismatrix und c) Vergrößerung einer Matrixzelle mit magnetostatisch bistabilem Kontaktsystem.

elektrischen Kontakt mindestens über die Hälfte seines Gesamtweges schieben, was eine Leerlaufauslenkung von mindestens 50 μm erfordert. Aus Sicherheitsgründen wird die Aktorik um den Faktor zwei überdimensioniert, was eine Leerlaufauslenkung von 100 μm bei einer maximalen Betriebstemperatur von 150°C ergibt.

Der laterale Abstand zwischen den beiden Aktorbalken muss mindestens 125 μm betragen. Grund dafür ist der Einsatz von SU-8 auf der rauhen und dadurch diffus reflektierenden galvanisch erzeugten Kupferopferschicht. Die lateralen Außenabmessungen der Mikroaktorik werden im Wesentlichen durch die Platzverhältnisse innerhalb der Relaismatrix definiert. Vier dieser Matrixdemonstratoren sollen dabei auf einem runden 4-Zoll-Substrat (vgl. Abbildung 4.36 a) entstehen. Jede Matrix beinhaltet ihrerseits 16 Mikrorelais in je vier Zeilen und Spalten, was in Abbildung 4.36 b) dargestellt ist. Die in Abbildung 4.36 c) gezeigte Vergrößerung einer Matrixzelle verdeutlicht den zur Verfügung stehenden Bauraum für die beiden Polymeraktoren. Ebenfalls berücksichtigt ist dabei auch der Bauraum, der zur Erzeugung des statischen Magnetfelds durch Permanentmagnete notwendig ist.

4.5.3 Auswahl und Charakterisierung des optimierten Entwurfs

Die Gesamtlänge der Mikroaktorik ($l_{\text{ges}} = l_1 + l_2 + l_3$) wird auf den maximal zur Verfügung stehenden Bauraum von 3,75 mm definiert, um die hohe Weganforderung erfüllen zu können. Die Breite des ersten Balkenelements b_1 wird durch den Fußpunkt der Kontaktaufhängung begrenzt und muss im Sinne einer großen Leerlaufauslenkung möglichst klein sein. Die Untergrenze von 0,2 mm ergibt sich über die Notwendigkeit zwei 50 μm breite Heizleiterbahnen elektrisch isoliert parallel zur Balkenelementlänge aufbringen zu können. Das Minimum der Länge l_1 von 1,25 mm wird ebenfalls durch den Fußpunkt der Kontaktaufhängung definiert. Da sich eine Einschnürung im dritten Balkenelement nachteilig auf die Aktorleistung auswirkt, werden $l_2 = l_3$ und $b_2 = b_3$ variiert. Der Abstand der Balkenmitten ergibt sich dabei aus der größten Balkenbreite und dem technologisch bedingten Mindestabstand von 0,125 mm. Die verbleibenden Parameter werden dabei in Matlab solange variiert, bis das Blockierkraftmaximum bei einer Leerlaufauslenkung von 100 μm bei einer Betriebstemperatur von 150°C erreicht wird.

Der resultierende Aktorentwurf (Typ E) wird in Abbildung 4.37 mit vier anderen, innerhalb dieser Arbeit gefertigten Aktorgeometrien verglichen (vgl. Tabelle 4.3). Dargestellt sind die Leerlaufauslenkungen in Abhängigkeit der jeweiligen Steuerleistung, wobei reale Messwerte mit den Rechnungen aus FEM-Modell und analytischer Beschreibung verglichen werden. Beide Modelle bilden die Leerlaufauslenkungen der unterschiedlichen Geometrien in sehr guter Näherung ab. In Abbildung 4.38 a) wird dieser Vergleich für die Kraft-Weg-Kennlinie der finalen Mikroaktoren (Typ E) angestellt. Auch für die Aktorkraft lässt sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Modell und realem Verhalten feststellen. Der zugrunde liegende Elastizitätsmodul ist mit 2,5 GPa höher als der in [219] angegebene Wert, liegt aber im Rahmen des von Kohlstedt [6] ermittelten Wertebereichs.

Abbildung 4.38 b) zeigt vier Kennlinien der Leerlaufauslenkung in Abhängigkeit der Steuerleistung bei unterschiedlichen Umgebungstemperaturen. Im Vergleich zu Kniehebelaktoren weist der eingesetzte Pseudobimorph bei Erhöhung der Umgebungstemperatur keine Auslenkung in Aktuierungsrichtung auf. Die gewünschte Leerlaufauslenkung ist bei allen Temperaturen zuverlässig erreichbar. Zu erkennen ist allerdings, dass die Umgebungstemperatur einen Einfluss auf den Zu-

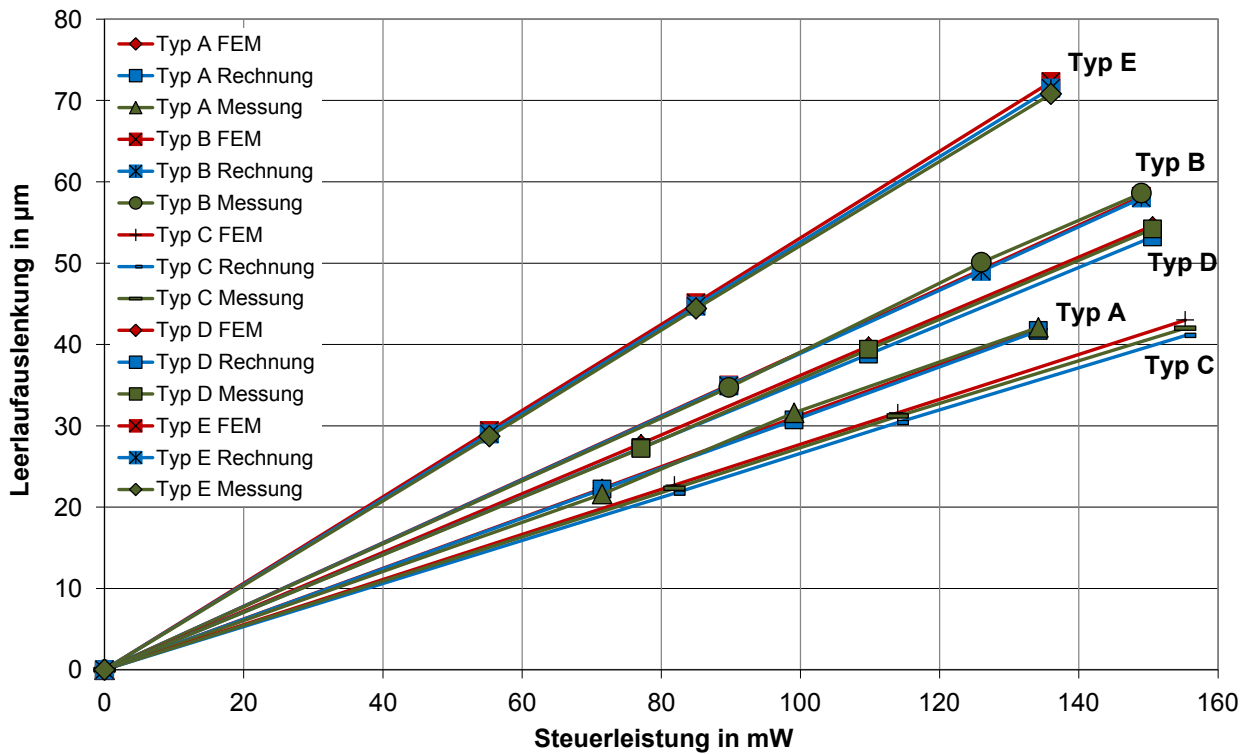







Abbildung 4.37: Vergleich von numerischer FEM-Simulation, analytischem Modell und Messungen verschiedener Aktorgeometrien: Typ A bis E, vgl. Tabelle 4.3.

Tabelle 4.3: Auswahl an aufgebauten und vollständig charakterisierten Typen der elektrothermischen Mikroaktoren zum Vergleich mit Rechnung und Simulation

Aktortyp	b_1 in mm	l_1 in mm	b_2 in mm	l_2 in mm	b_3 in mm	l_3 in mm	a in mm
A 	0,4	1,33	0,4	1,33	0,4	1,33	0,5
B 	0,35	1,33	0,35	1,33	0,35	1,33	0,45
C 	0,2	0,39	0,675	1,8	0,675	1,8	0,775
D 	0,2	1,22	0,6	1,4	0,6	1,4	0,7
E 	0,2	1,25	0,4	1,25	0,4	1,25	0,525

sammenhang zwischen elektrischer Steuergröße und erreichten mechanischen Ausgangsgrößen aufweist. Diese Tatsache ist in den aufgestellten Modellen bisher nicht berücksichtigt, wird aber auf eine Erhöhung des thermischen Konvektionskoeffizienten zurückgeführt.

Die dynamische Antwort des Mikroaktors auf ein rechteckiges Steuersignal mit einer Frequenz von 0,2 Hz ist in Abbildung 4.39 a) dargestellt. Wie auch im statischen Fall skaliert die Leerlaufauslenkung annähernd linear mit der Steuerleistung. Zu erkennen ist, dass die Zeitkonstanten für den Aufheiz- und den Abkühlvorgang annähernd gleich groß sind. In Abbildung 4.39 b) ist die Ak-

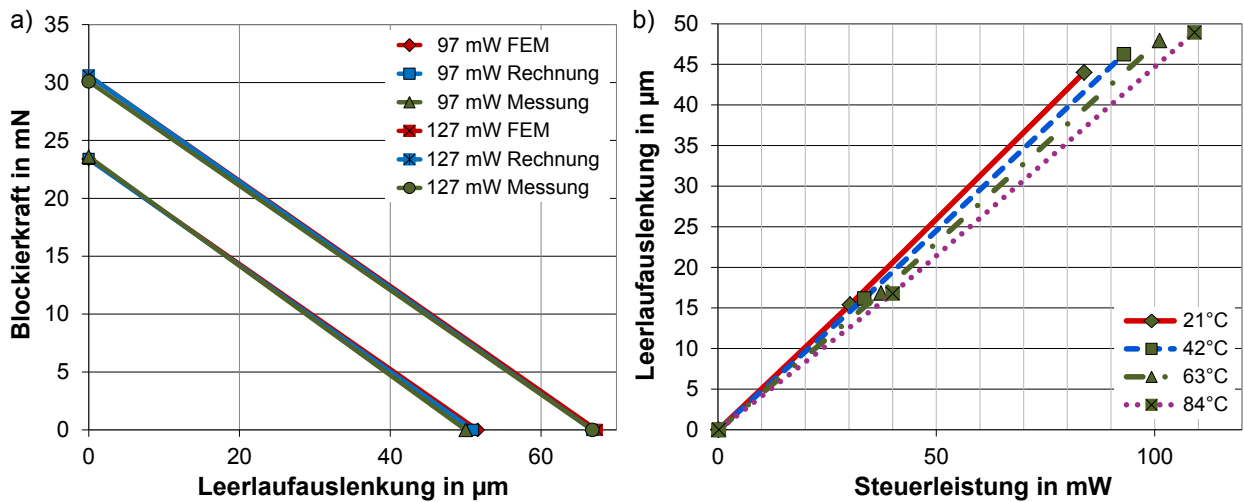


Abbildung 4.38: Statische Daten des ausgewählten Antriebs (Typ E, vgl. Tabelle 4.3): a) Vergleich zwischen Modell und Messung der Kraft-Weg-Kennlinien für zwei Steuerleistungen und b) Leerlaufauslenkungen bei unterschiedlichen Umgebungstemperaturen.

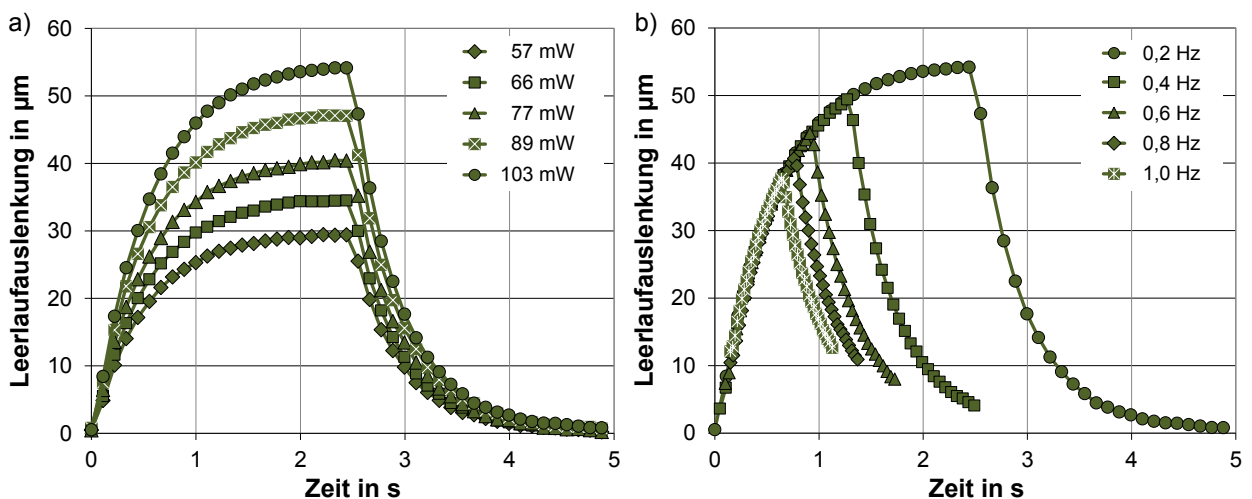


Abbildung 4.39: Dynamische Daten des finalen Antriebs (Typ E): a) Antwort auf ein Rechtecksignal von 0,2 Hz bei verschiedenen Steuerleistungen und b) unterschiedliche Aktorfrequenzen bei konstanter Steuerleistung von 103 mW.

tordynamik in Abhängigkeit der Frequenz des anregenden Rechtecksignals im eingeschwungenen Zustand aufgetragen. Während ein Betrieb bei 0,2 Hz ein vollständiges Zurückkehren in die Nulllage ermöglicht, verschiebt sich die dynamische Nulllage des Aktors mit steigender Frequenz. Der Auslenkungsbereich wird auf diese Weise von beiden Seiten eingeschränkt.

4.6 Matrixansteuerung von elektrothermischen Mikroaktoren

Für den Betrieb von elektrothermischen Mikroaktoren in einer Matrixanordnung sind drei Varianten möglich [31], die im Folgenden vorgestellt werden:

Einzelansteuerung

Zum Ansteuern weniger Mikrorelais in einer kleinen Schaltmatrix können die Mikroaktoren mit einer gemeinsamen Masse und jeweils einer separaten Steuerleitung versehen werden. Diese Betriebsart bringt die geringsten elektrischen Verluste, aber auch die größte Anzahl an Steuerleitungen N mit, was in Tabelle 4.4 dargestellt ist. Für große Matrizen ist die Einzelansteuerung auf Grund des hohen Schaltungsaufwands daher nicht mehr sinnvoll.

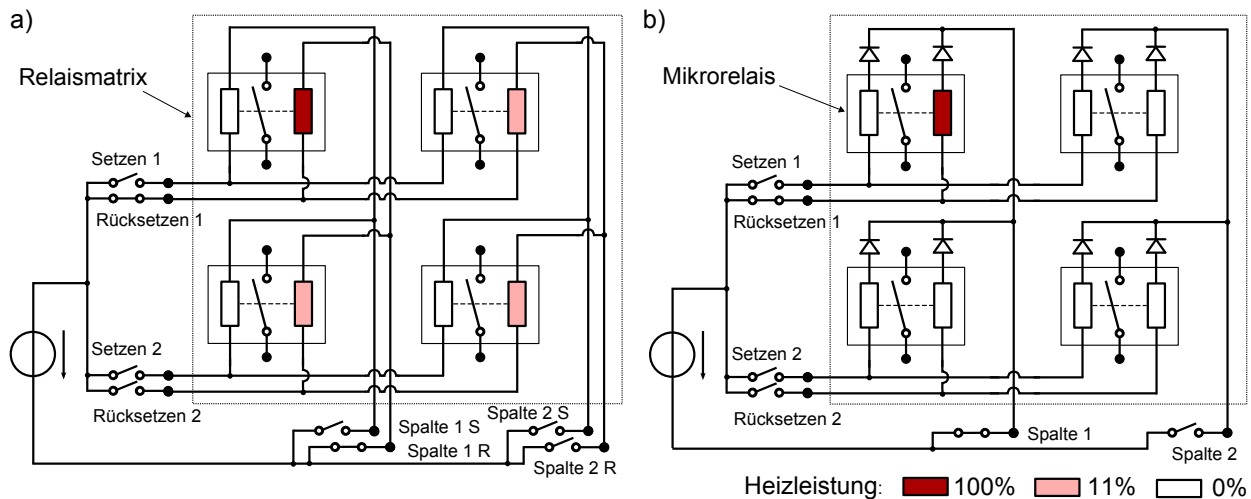


Abbildung 4.40: Schaltpläne der möglichen Zeilen-Spalten-Ansteuerungen für elektrothermische Mikroaktoren in Matrixanordnung am Beispiel einer 2x2-Relaisschaltmatrix: a) Konzept ohne Dioden und getrennten Massen und b) Konzept mit Dioden.

Ansteuerkonzept ohne Dioden

Eine Reduktion des Verdrahtungsaufwands kann durch die zeilen- und spaltenweise Ansteuerung der Mikroaktoren innerhalb der Schaltmatrix erfolgen. Dieses Prinzip wird im Stand der Technik häufig zum Betrieb von Leuchtdiodenmatrizen herangezogen. Im Gegensatz zu Leuchtdioden können die elektrothermischen Mikroaktoren allerdings aus zwei Richtungen von Strom durchflossen werden, d. h. eine Sperrfunktion ist nicht vorhanden. Wie in Abbildung 4.40 a) für eine 2x2-Matrix gezeigt ist, tritt bei Ansteuerung eines Mikroaktors auch ein parasitärer Stromfluss durch drei weitere Mikroaktoren auf. Im Fall der 2x2-Matrix erzeugt dieser Stromfluss einen maximalen parasitären Leistungseintrag $P_{\text{par,max}}$ von ca. 11% der gewünschten Heizleistung. Beim Verbinden der Aktormassen, d. h. Spalte „1 S“ und „1 R“, steigen die parasitär eingekoppelten Leistungen in die Einzelaktoren und damit in die gesamte Matrix $P_{\text{in,Mat}}$ (vgl. Spalte „gem. M.“ in Tabelle 4.4). Bei einer Zeilen-Spalten-Ansteuerung einer 16x16-Matrix ist beispielsweise eine Eingangsleistung von 2178 mW erforderlich, um ein einzelnes Relais mit 200 mW zu schalten. Nimmt man die hohe Leistungsaufnahme in Kauf, kann die Mikrorelaismatrix auch ohne Sperrdioden betrieben werden, weil die maximal parasitär eingekoppelte Heizleistung nicht ausreicht, um die Relais ungewollt zu schalten.

Ansteuerkonzept mit Dioden

Um die parasitären Ströme bei der Zeilen-Spalten-Ansteuerung zu unterbinden, muss je Mikroaktor eine Sperrdiode integriert werden (vgl. Abbildung 4.40 b). Die Eingangsleistung der Matrix

Tabelle 4.4: Vergleich von Leitungsanzahl N , zum Einprägen von 200 mW notwendiger Eingangssteuerleistung der Matrix $P_{\text{in,Mat}}$ und maximal auftretender parasitärer Leistung $P_{\text{par,max}}$ für Einzelansteuerung, Matrixansteuerung mit Dioden, Matrixansteuerung ohne Dioden und gemeinsamen Massen und Matrixansteuerung ohne Dioden und getrennten Massen

Matrixgröße	Eigenschaft	Einzelansteuerung	Matrixanst. mit Dioden	Matrixanst. o. D., gem. M.	Matrixanst. o. D., getr. M.
2 x 2	N	9	6	6	8
	$P_{\text{in,Mat}}$ in mW	200	239	512	355
	$P_{\text{par,max}}$ in mW	0	39	72	22
4 x 4	N	33	12	12	16
	$P_{\text{in,Mat}}$ in mW	200	239	582	457
	$P_{\text{par,max}}$ in mW	0	39	81	37
8 x 8	N	129	24	24	32
	$P_{\text{in,Mat}}$ in mW	200	239	1113	853
	$P_{\text{par,max}}$ in mW	0	39	85	44
16 x 16	N	513	48	48	64
	$P_{\text{in,Mat}}$ in mW	200	239	2178	1651
	$P_{\text{par,max}}$ in mW	0	39	87	47

* o. D.: ohne Dioden, gem. M.: gemeinsame Masse, getr. M.: getrennte Masse

$P_{\text{in,Mat}}$ beim Schalten eines Mikrorelais wird dabei für alle Matrixgrößen um den parasitären Beitrag einer einzelnen Diode erhöht. Aus dem Verhältnis der Spannungsabfälle über Sperrdiode und Heizelement kann dieser parasitäre Leistungsanteil berechnet werden. Für die in Tabelle 4.4 angegebenen Werte werden beispielhaft Dioden vom Typ 1N4148 mit einer Vorwärtsspannung von 0,81 V angenommen. Nachteile dieser Ansteuervariante sind Kosten, Bauraum und Lötmontage der eingesetzten Dioden.

Für die in der vorliegenden Arbeit betrachteten Schaltmatrix-Demonstratoren wird auf Grund der auf 410 mW begrenzten Steuerleistung das Konzept der Matrixansteuerung mit Sperrdioden verwendet. Im folgenden Kapitel ist der Entwurf des Lastkreises ausführlich dargestellt.



5 Magnetostatisch bistabiles elektrisches Kontaktsystem

Die im vorangegangenen Kapitel beschriebene elektrothermische Mikroaktorik benötigt zum Halten einer ausgelenkten Position, z. B. verglichen mit elektrostatischen Aktoren, deutlich mehr elektrische Energie. Ihre Kombination mit einem bistabilen Mechanismus beschränkt die Energieaufnahme auf die Umschaltphasen. In der vorliegenden Arbeit wird die Bistabilität, wie in Kapitel 3 dargestellt, durch ein statisches Magnetfeld erzeugt, welches von Permanentmagneten generiert wird. In Abbildung 5.1 ist die in den folgenden Abschnitten beschriebene Kombination aus magnetostatischem Haltesystem und elektrischem Kontaktsystem schematisch dargestellt. Die elektrische Verbindung kommt dabei über die mechanische Verankerung auf dem Substrat, die freitragende Kontaktaufhängung, den Kontakt und die linke oder rechte Flussführung (Polschuh) zu Stande. Ein elektrischer Eingang kann auf diese Weise auf einen von zwei elektrischen Ausgängen geschaltet werden.

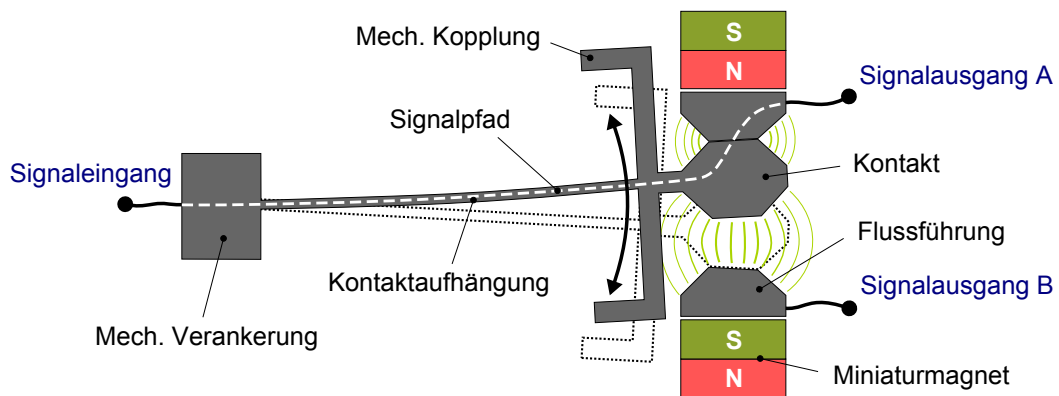


Abbildung 5.1: Schematische Draufsicht auf das magnetostatisch bistabile elektrische Kontaktsystem mit mechanischer Kopplungsstruktur zur bereits beschriebenen polymeren Mikroaktorik.

5.1 Statische Magnetanordnung

Zum besseren Verständnis des magnetostatisch bistabilen Mechanismus werden im Folgenden die Grundlagen der Magnetostatik und der resultierende Effekt der Kraftwirkung auf den Kontakt diskutiert.

5.1.1 Grundlagen von Magnetostatik und magnetischer Materialien

Im Unterschied zum elektrischen Feld existieren im magnetischen Feld keine Quellen, d. h. es ist frei von magnetischen Ladungen ($\text{div } \vec{B} = 0$). Die magnetischen Feldlinien sind daher nach Maxwell stets geschlossen (vgl. Abbildung 5.2). An der Grenze zwischen zwei Medien ist die Normalkomponente der Flussdichte immer stetig ($B_{n1} = B_{n2}$).

Das magnetische Materialgesetz beschreibt den Zusammenhang von Flussdichte \vec{B} und magnetischem Feld \vec{H} mittels der relativen Permeabilität μ_r des verwendeten Materials und der Naturkonstanten $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ Vs/Am}$:

$$\vec{B} = \mu_0 \mu_r \vec{H} \quad (5.1)$$

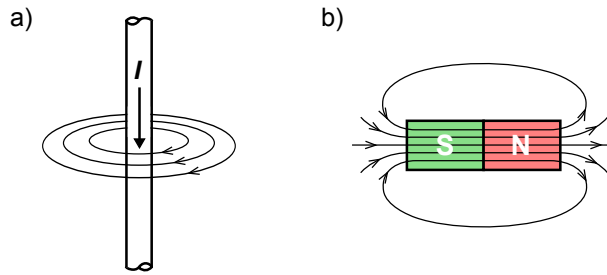


Abbildung 5.2: Quellenfreies Magnetfeld mit geschlossenen Feldlinien erzeugt durch a) elektrischen Strom I im Leiter und b) einen Permanentmagneten.

Magnetische Materialien lassen sich dabei an Hand ihrer relativen Permeabilität einordnen, was in Tabelle 5.1 dargestellt ist. In magnetischen Kreisen kommen auf Grund der guten Flussführungseigenschaften fast ausschließlich ferromagnetische Materialien zum Einsatz. Diese Materialien weisen allerdings nur für einen begrenzten Bereich der magnetischen Feldstärke ein annähernd lineares Verhalten zwischen Feldstärke und Flussdichte auf. Das vollständige Magnetisierungsverhalten von ferromagnetischen Materialien lässt sich in Form der beispielhaft in Abbildung 5.3 a) gezeigten Hysteresekurve beschreiben. Die Neukurve beschreibt das Verhalten beim ersten Aufmagnetisieren des Materials. Die Koerzitivfeldstärke H_C ist diejenige magnetische Feldstärke, die benötigt wird, um das ferromagnetische Material vollständig zu entmagnetisieren. Die Remanenzflussdichte B_R beschreibt diejenige Magnetisierung, die nach dem Entfernen eines äußeren Magnetfelds im Material verbleibt. Wie in Abbildung 5.3 b) dargestellt, wird bei kleiner Koerzitivfeldstärke von einem weichmagnetischen (z. B. für Flussführungen) und bei großer Koerzitivfeldstärke von einem hartmagnetischen (z. B. für Permanentmagnete) Werkstoff gesprochen.

Tabelle 5.1: Einteilung von magnetischen Materialien nach ihrer relativen Permeabilität μ_r in drei Gruppen

$0 < \mu_r < 1$	Diamagnetische Stoffe
$\mu_r > 1$	Paramagnetische Stoffe
$\mu_r \gg 1$	Ferromagnetische Stoffe

Da die Position im magnetostatisch bistabilen Mechanismus ohne Aufnahme von elektrischer Energie gehalten werden soll, wird ausschließlich die Erzeugung von Magnetfeldern durch Permanentmagnete betrachtet. Im Vergleich zur Spule ergeben sich nach [305] einige Besonderheiten. Schließt man einen Permanentmagnet mit einem idealen magnetischen Leiter kurz, so stellt sich im Magnetkreis die Flussdichte $B = B_R$ des Magneten ein. In der Realität enthalten die Magnetkreise oft Luftspalte, so dass die magnetische Spannung von Null verschieden ist, wobei die Spannung über das magnetische Durchflutungsgesetz definiert ist:

$$V = \oint \vec{H} d\vec{x} \quad (5.2)$$

In diesen Fällen wird der Permanentmagnet im zweiten Quadranten seiner Hystereseschleife zwischen B_R und H_C betrieben. Der Arbeitspunkt kann bei vollständiger Kenntnis des angeschlossenen Kreises über die Scherungsgerade berechnet werden. Da meist aber nicht alle Streuflüsse

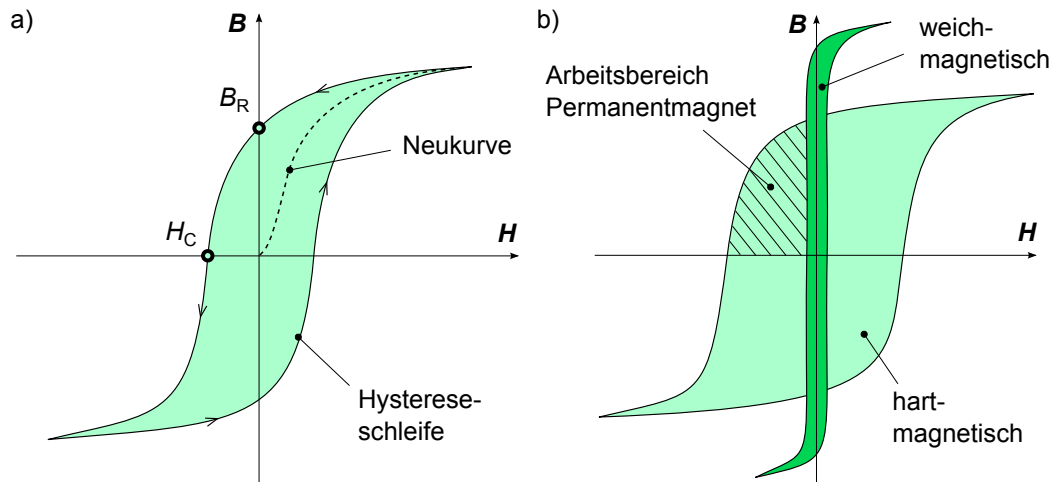


Abbildung 5.3: Hystereseschleife zur Beschreibung des ferromagnetischen Verhaltens: a) Definition der Kennwerte Koerzitivfeldstärke H_C und Remanenzflussdichte B_R und b) Unterschied von hart- und weichmagnetischen Stoffen mit schraffiertem Arbeitsbereich eines Permanentmagneten im zweiten Quadranten.

abgeschätzt werden können, lässt sich der Arbeitspunkt nicht analytisch, sondern ausschließlich numerisch mit Hilfe eines Finite Elemente Methode-Programms (FEM) bestimmen.

Im nächsten Abschnitt wird die Herleitung für die Beschreibung des qualitativen Kraftverlaufs der vorliegenden Anordnung (vgl. Abbildung 5.1 bzw. 5.4) mit zwei Luftspalten dargestellt.

5.1.2 Analytische Herleitung der qualitativen Kraftwirkung

Zu statischen Magnetfeldern und deren Eigenschaften finden sich in der Literatur zahlreiche Abhandlungen beginnend bei den Grundlagen [305, 306] bis hin zur Kraftberechnung mit Hilfe des Maxwellschen Spannungstensors [307]. Meist werden dabei einfache Magnetkreise (z. B. Transformatoren) oder Anordnungen mit sich gleichsinnig ändernden Luftspalten (z. B. Hubmagnet) betrachtet. Begründet ist dies in der Tatsache, dass die Modelle unter Annahme von Vereinfachungen analytisch gut beschreibbar sind. Im Gegensatz dazu enthält der in Abbildung 5.4 gezeigte Magnetkreis zwei Luftspalte d_1 und d_2 , die sich gegensinnig ändern – je nach Stellung x des Kontakts. Die Summe der beiden Luftspalltlängen beträgt $2d = d_1 + d_2$, wobei sich d_1 und d_2 wie folgt zusammensetzen:

$$d_1 = d + x \quad (5.3)$$

$$d_2 = d - x \quad (5.4)$$

Die Kraft auf den Kontakt ist proportional zur Differenz der Quadrate der Flussdichten auf seiner linken (B_1) und rechten (B_2) Seite und kann mit Hilfe des Maxwellschen Spannungstensors berechnet werden. Dazu müssen die Flussdichten bekannt sein. Zur Vereinfachung wird im Folgenden ausschließlich die x -Komponente des Spannungstensors betrachtet, mit der die auf den Kontakt wirkende Kraft in Umschaltrichtung wie folgt beschrieben wird:

$$F_x = A \left(\frac{B_1^2}{2\mu_0} - \frac{B_2^2}{2\mu_0} \right) \quad (5.5)$$

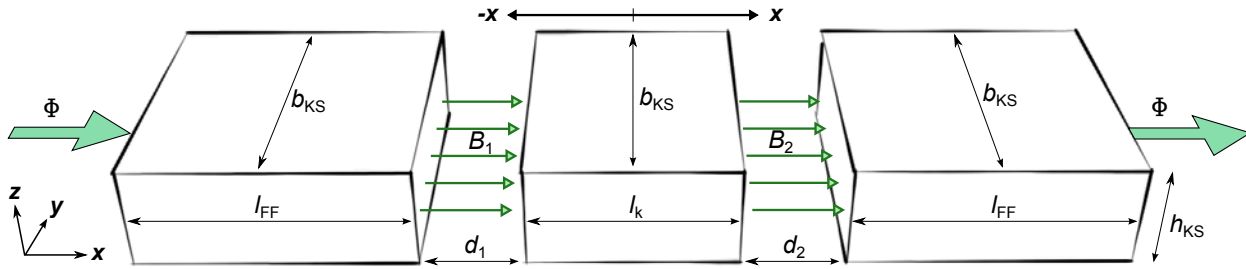


Abbildung 5.4: Skizze der vorliegenden Magnetanordnung mit den beiden Flussführungen, dem beweglichen Kontakt dazwischen und den beiden Luftspalten d_1 und d_2 , wobei angenommen wird, dass der links eintretende Fluss Φ dem rechts austretenden Fluss Φ entspricht. Die verwendeten Geometrieparameter werden in Tabelle 5.3 beschrieben.

Bei der klassischen Annahme eines idealen magnetischen Kreises tritt kein Streufluss auf. Da in diesem Fall alle durchdrungenen Flächen gleich groß sind, müssen auch B_1 und B_2 identisch sein. Nach Gleichung 5.5 wirkt für $B_1 = B_2$ keine Kraft auf den Kontakt. Das Experiment und die FEM-Rechnung zeigen allerdings eine signifikante Kraftwirkung, weshalb der Streufluss in dieser Anordnung nicht vernachlässigt werden darf. In Abbildung 5.5 ist die unterschiedliche Streufeldaufweitung in den beiden unterschiedlich großen Luftspalten dargestellt. Die Flussdichten B_1 und B_2 verhalten sich nach Maxwell indirekt proportional zu den vom Streufluss durchdrungenen Flächen A_1 und A_2 :

$$\Phi = \int B dA \quad (5.6)$$

$$\Phi = B_2 A_2 = B_1 A_1 \quad (5.7)$$

$$\frac{B_1}{B_2} = \frac{A_2}{A_1} \quad (5.8)$$

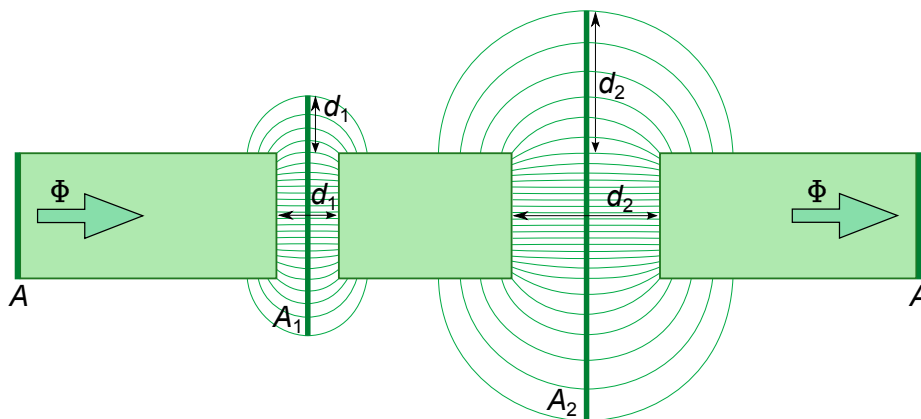


Abbildung 5.5: Seitenansicht der Magnetanordnung mit den beiden Streufeldern im Bereich der Luftspalte d_1 und d_2 , wobei die Aufweitung des Flusses nach Korndörfer [308] in etwa der Luftspaltlänge entspricht.

Mit Hilfe der Flächen A_1 und A_2 ist eine qualitative analytische Näherung von B_1 und B_2 für den dreidimensionalen Fall mit rechteckigem Querschnitt möglich. Die seitliche Aufweitung des Flusses in den Luftspalten und damit die durchdrungenen Flächen A_1 und A_2 können mit Hilfe des

„Korndörfer-Modells“ [308] abgeschätzt werden. Dabei ist die Flussaufweitung in der Mitte des Luftspalts proportional zu seiner Länge d_x und beträgt ebenfalls d_x (vgl. Abbildung 5.5). Die vom magnetischen Fluss durchdrungene Fläche A_i ergibt sich also näherungsweise aus der Summe der Polfläche A und den zusätzlich durchdrungenen Flächen $U \cdot d_x$, wobei U der Umfang der Polfläche ist (vgl. Abbildung 5.6). Für die Luftspalte 1 und 2 gilt:

$$\Phi = B_i (A + U d_i) \quad (5.9)$$

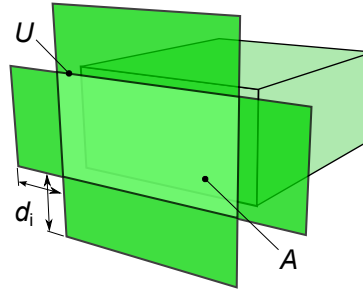


Abbildung 5.6: Perspektivische Ansicht einer Flussführung mit effektiver Fläche A_i in der Mitte des Luftspalts, die sich aus der Polfläche A und dem Produkt aus Umfang der Polfläche U und der Luftspaltlänge d_i zusammensetzt.

Der magnetische Widerstand R_m ist analog zum ohmschen Widerstand als Quotient aus magnetischer Spannung V und magnetischem Fluss Φ definiert. Mit Gleichung 5.9 und dem Durchflutungsgesetz (Gleichung 5.2) ergibt sich der Widerstand für die beiden Luftspalte ($i = 1, 2$) zu:

$$R_{mi} = \frac{V_i}{\Phi} = \frac{H_i d_i}{B_i (A + U d_i)} \quad (5.10)$$

Auf Grund der konstanten Permeabilität μ in Luft von ca. μ_0 können die magnetischen Widerstände für beide Luftspalte über die Beziehung $B_i = \mu_0 H_i$ ohne die Flussdichten B_1 und B_2 formuliert werden:

$$R_{m1} = \frac{1}{\mu_0} \frac{d_1}{A + U d_1} \quad (5.11)$$

$$R_{m2} = \frac{1}{\mu_0} \frac{d_2}{A + U d_2} \quad (5.12)$$

Bei der vorliegenden Anordnung handelt es sich um die Reihenschaltung von R_{m1} und R_{m2} mit gemeinsamer magnetischer Spannung V , wobei die magnetischen Widerstände von Kontakt und Flussführungen auf Grund ihres geringen Betrags vernachlässigt werden können:

$$\Phi = \frac{V}{\sum_{i=1,2} R_{mi}} \quad (5.13)$$

$$\Phi = \frac{V}{(R_{m1} + R_{m2})} \quad (5.14)$$

Unter Berücksichtigung von Gleichung 5.9 und 5.14 lässt sich die x -Komponente der magnetischen Flussdichte B_1 im ersten Luftspalt wie folgt berechnen:

$$B_1 = \frac{\Phi}{A + Ud_1} = \frac{1}{A + Ud_1} \cdot \frac{V}{\frac{1}{\mu_0} \left(\frac{d_1}{A + Ud_1} \right) + \frac{1}{\mu_0} \left(\frac{d_2}{A + Ud_2} \right)} \quad (5.15)$$

$$B_1 = V\mu_0 \cdot \frac{(A + Ud_2)}{Ad_2 + d_1(A + 2Ud_2)} \quad (5.16)$$

Analog kann die Rechnung auch für die Flussdichte B_2 im zweiten Luftspalt angestellt werden:

$$B_2 = \frac{\Phi}{A + Ud_2} = V\mu_0 \cdot \frac{(A + Ud_1)}{Ad_1 + d_2(A + 2Ud_1)} \quad (5.17)$$

Die auf den Kontakt wirkende magnetische Kraft in x -Richtung lässt sich mit Hilfe des vereinfachten Maxwellschen Spannungstensors (vgl. Gleichung 5.5) mit den beiden Flussdichten B_1 und B_2 qualitativ nähern:

$$F = -AUV^2\mu_0 \cdot \frac{(d_1 - d_2)(2A + Ud_1 + Ud_2)}{2(Ad_1 + Ad_2 + 2Ud_1d_2)^2} \quad (5.18)$$

Berücksichtigt man den in Gleichung 5.3 und 5.4 definierten Zusammenhang zwischen d_1 und d_2 , ergibt sich die Kraft auf den Kontakt in Abhängigkeit der Kontaktstellung x und den Konstanten A , U , d und V :

$$F(x) = -AUV^2\mu_0 x \cdot \frac{(2A + 2Ud)}{(A(d - x) + A(d + x) + 2U(d + x)(d - x))^2} \quad (5.19)$$

Mit Hilfe dieser Gleichung kann der qualitative Verlauf der Kraftwirkung auf den Kontakt nachgebildet werden. Zum Vergleich wird eine numerische Simulation dieser Anordnung herangezogen, wobei eine sehr gute Übereinstimmung zwischen normierter analytischer Näherung und numerischer Rechnung für unterschiedliche Geometrien erreicht wird, was in Abbildung 5.7 dargestellt ist. In Tabelle 5.2 sind die zur Normierung mit Gleichung 5.19 herangezogenen magnetischen Spannungen für die unterschiedlichen Geometrien aufgeführt. Der Absolutwert der Kraft hängt außerdem von der realen Permeabilität ($\mu \ll \infty$) des verwendeten Flussführungsmaterials und der daraus resultierenden Änderung aller Streuflüsse im System ab. In Übereinstimmung mit der Literatur muss der Kraftbetrag daher bei komplexen Geometrien und realen Materialien mit Hilfe von numerischen Rechnungen ermittelt werden.

5.1.3 Einfluss der Geometrieparameter auf den Kraftbetrag

Basierend auf der vorgestellten Theorie werden mit Hilfe von numerischen FEM-Rechnungen in CST EM Studio die Absolutwerte der Kraft in Abhängigkeit von Geometrie und Permeabilität der Anordnung untersucht. Als Material für die Flussführungen wird galvanisches Nickel mit der in Abbildung 5.8 dargestellten nichtlinearen B-H-Kennlinie verwendet, da dieses Material im Rahmen der Arbeit robust gefertigt werden kann. Die Bestimmung der realen Kennlinie ist für Mikrostrukturen nur mit großen Messfehlern möglich, was in Kapitel 6 näher beschrieben wird.

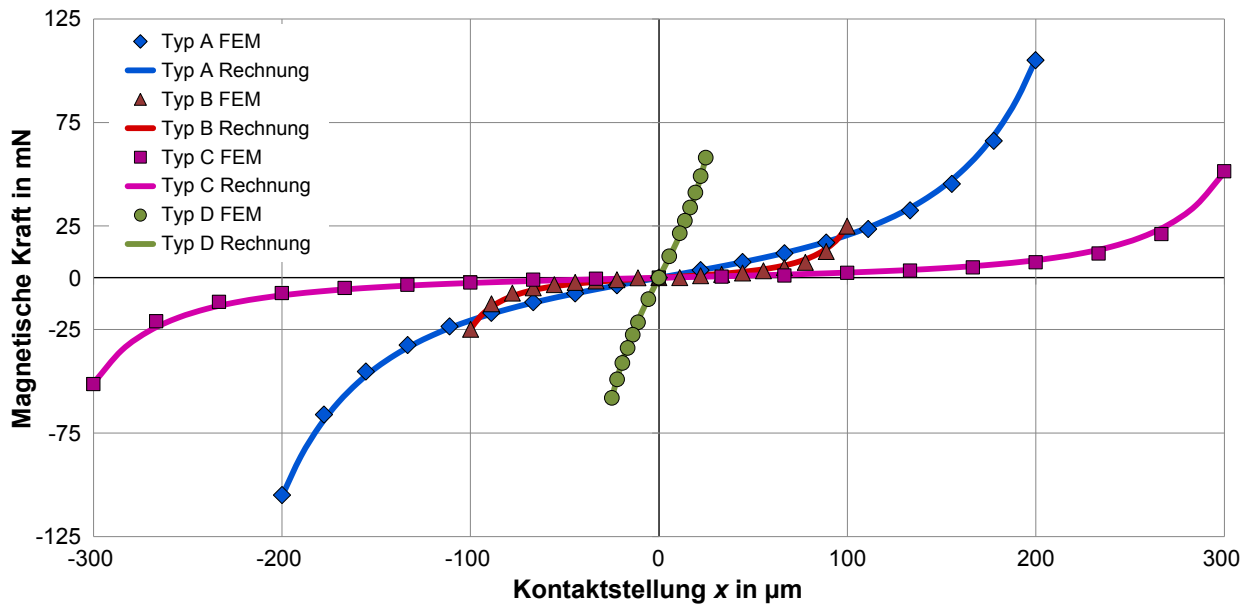


Abbildung 5.7: Vergleich von normierter analytischer Beschreibung und numerischen FEM-Rechnungen des Kraftverlaufs in Abhängigkeit der Kontaktposition x bei verschiedenen Magnetsystemgeometrien Typ A bis D, vgl. Tabelle 5.2. Die analytischen Verläufe sind dabei auf den jeweiligen maximalen Kraftwert der FEM-Rechnung normiert, die laut Gleichung 5.19 notwendigen magnetischen Spannungen V_{theo} finden sich in Tabelle 5.2.

Tabelle 5.2: Geometrieparameter der betrachteten statischen Magnetsysteme A bis D zum Vergleich zwischen qualitativer Rechnung und FEM-Simulation mit den ermittelten Werten für die magnetische Spannung V_{theo} (Definition von A , U , d und V_{theo} in Abbildung 5.6)

Magnetsystem- geometrie	A in mm^2	U in mm	d in mm	V_{theo} in A
A	1	4	0,2	68,5
B	0,2	2,4	0,1	27,4
C	0,5	3	0,3	54
D	0,5	3	0,025	26

Um die Zusammenhänge zwischen Geometrie und Kraftwirkung zu untersuchen, wird zunächst eine Geometrie gewählt, bei der die Magnete und das dazwischenliegende Kontaktsystem auf einer Achse liegen (vgl. Abbildung 5.9). Nachfolgend wird jeweils ein Geometrieparameter variiert und die Kraftwirkung im Vergleich zur Referenzgeometrie (vgl. Tabelle 5.3) diskutiert. Die Flussdichte der Permanentmagnete beträgt bei den Rechnungen je 1 T.

Auf Grund der symmetrischen Anordnung wechselt die Kraft auf den Kontakt für die Kontaktposition $x = 0$ das Vorzeichen, wobei der Verlauf des Kraftbetrags für $x < 0$ und $x > 0$ identisch ist (vgl. Abbildung 5.7). Bei den numerischen Rechnungen werden daher nur Kraftwerte für den Bereich zwischen Kontaktmitte ($x = 0$) und Kontakt an der rechten Flussführung anliegend ($x = d$) simuliert und dargestellt. Grundlage der Kraftberechnung ist auch im FEM-Programm

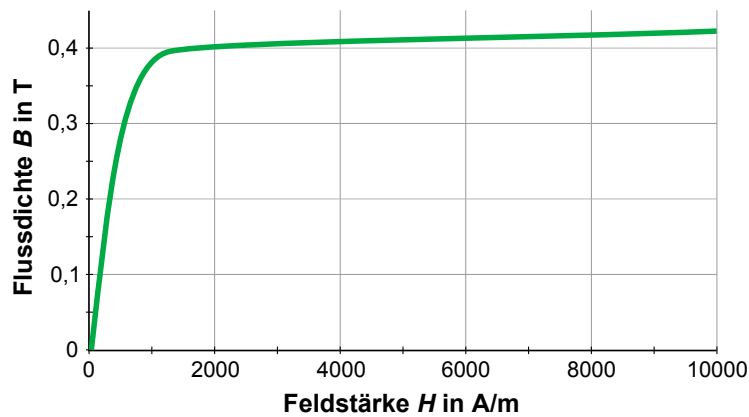


Abbildung 5.8: Angenäherte nichtlineare B-H-Kennlinie von galvanischem Nickel, das in der numerischen Simulation als Flussführungsmaterial zum Einsatz kommt.

Tabelle 5.3: Geometrieparameter der Referenzgeometrie (vgl. Abbildung 5.4) zur Ermittlung des Geometrieinflusses auf die absolute Kraft

Geometrieparameter	Wert in mm
Breite der Magnete b_M	1,5
Länge der Magnete l_M	2
Höhe der Magnete h_M	0,6
Breite des Kontaktsystems b_{KS}	1
Höhe des Kontaktsystems h_{KS}	0,2
Länge der Flussführung l_{FF}	0,5
Länge des Kontakts l_K	0,5
Länge des Gesamtluftspalts $2d$	0,1

die vektorielle Flussdichteverteilung und der darauf angewendete dreidimensionale Maxwellsche Spannungstensor.

In Abbildung 5.10 sind die Kraftverläufe für unterschiedliche Höhen und Breiten der Magnetanordnung in Abhängigkeit von der Kontaktposition dargestellt. Die Kraft nimmt mit steigender Höhe bzw. steigender Breite und damit steigender Polfläche A zu, was sich auf zwei Effekte zurückführen lässt: Zum einen sinkt der magnetische Widerstand der Anordnung, was eine Verschiebung von umgebendem Streufluss in die Flussführung und damit eine größere Flussdichte im Material nach sich zieht. Zum anderen geht die Fläche proportional in die Kraftberechnung über den Maxwellschen Spannungstensor (vgl. Gleichung 5.5) ein. Für eine große Kraft sollten aus Sicht der Magnetanordnung sowohl Höhe als auch Breite möglichst groß gewählt werden. Im Hinblick auf robust erreichbare Nickelschichtdicken und den lateralen Platzbedarf, muss je nach Anwendung ein Kompromiss gewählt werden.

Im Gegensatz zur Variation der Polfläche existiert bei der Variation von sowohl Flussführungslänge l_{FF} , als auch Kontaktlänge l_K ein Optimum im Hinblick auf die Kraft. In Abbildung 5.11 a) ist erkennbar, dass die Kraft für kleiner werdende Flussführungslängen zunächst deutlich ansteigt und bei weiterer Verkürzung wieder abfällt. Gleiches gilt auch für die in Abbildung 5.11

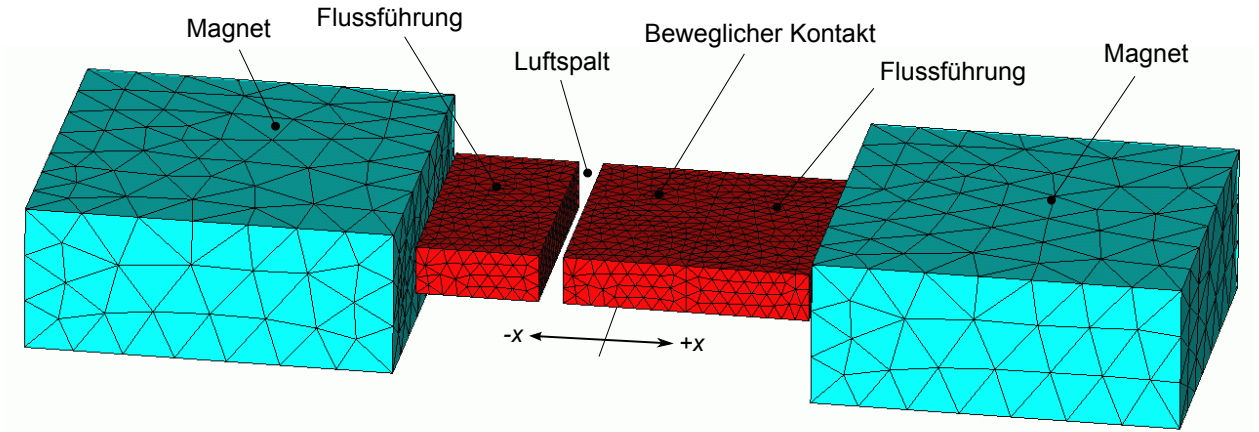


Abbildung 5.9: Mit Tetraedern vernetztes FEM-Volumenmodell der statischen Magnetanordnung für die Untersuchung der Geometrieeinflüsse auf den absoluten Kraftwert.

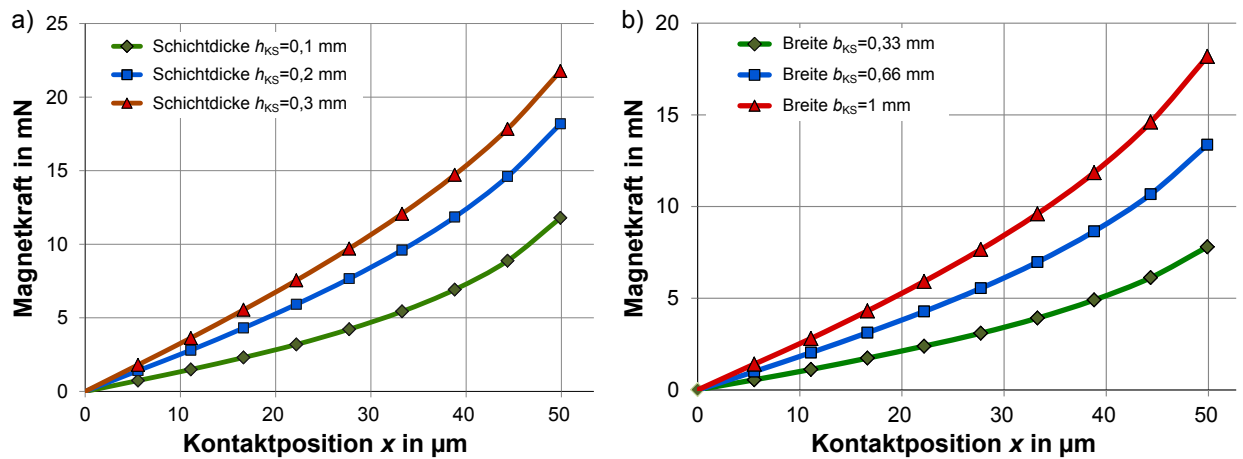


Abbildung 5.10: Kraftwirkung auf den Kontakt in Abhängigkeit von der Kontaktposition: a) Bei Variation der Höhe h_{KS} und b) bei Variation der Breite b_{KS} der Anordnung.

b) gezeigte Abhängigkeit der Kraft von der Kontaktlänge, wobei die Auswirkung auf die Kraft in diesem Fall geringer ist. Das Optimum wird dabei im Wesentlichen von zwei Effekten eingegrenzt. Mit steigender Kontaktlänge rücken auch die Magnete weiter auseinander, was zu einem größeren magnetischen Widerstand und zu einer Verschiebung von Fluss innerhalb der Anordnung zu Streufluss außerhalb führt. Werden die Längen zu klein, kann sich die in Abbildung 5.5 dargestellte Flussaufweitung im Luftspalt nicht voll ausbilden, was die Kraftwirkung reduziert. Das Optimum muss daher in Abhängigkeit der Magnete, der Polfläche, der Luftspaltlänge und der Permeabilität numerisch für jede Anwendung ermittelt werden.

Die in Abbildung 5.12 gezeigte Variation der Gesamtluftspaltlänge $2d$ resultiert in der im vorhergegangenen Abschnitt beschriebenen Änderung des qualitativen Kraftverlaufs. Kleine Luftspalte weisen einen annähernd linearen Kraftverlauf in Abhängigkeit der Kontaktposition auf, bei großen Luftspalten wird der Verlauf dagegen nichtlinear (vgl. Abbildung 5.12). Gleichzeitig steigt die Kraft mit größer werdendem Luftspalt an, weil auch die Aufweitung des Flusses im Luftspalt und so die Differenz der Flussdichtequadrate steigt. Für große Luftspalte nähert sich die Kraft bei gleichblei-

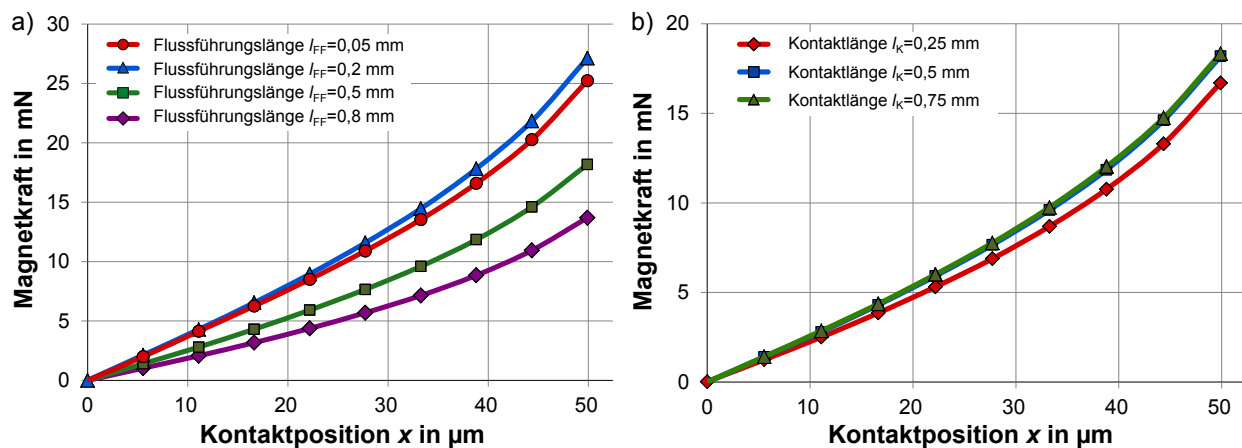


Abbildung 5.11: Kraftwirkung auf den Kontakt in Abhängigkeit von der Kontaktposition: a) Bei Variation der Flussführungslänge l_{FF} und b) bei Variation der Kontaktlänge l_K .

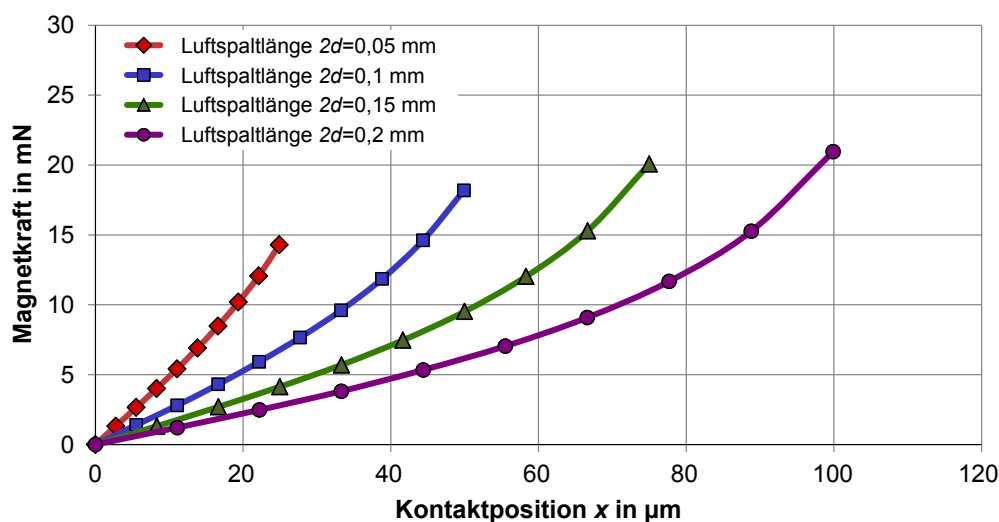


Abbildung 5.12: Kraftwirkung auf den Kontakt in Abhängigkeit von der Kontaktposition bei Variation der Luftspaltlänge $2d$.

bender Polfläche einem festen Endwert, der nur noch von einer Seite des Magnetsystems abhängt, weil der magnetische Widerstand des Luftspalts so groß wird, dass kein Fluss auf die andere Seite gelangt.

5.1.4 Entwurf der optimierten Kontaktgeometrie

Die Gesamtluftspaltlänge, d. h. $2d = d_1 + d_2$, ist bei der vorliegenden Anwendung von unten durch die Technologie und von oben durch den maximalen Mikroaktorstellweg begrenzt. Die minimale Länge eines Luftspalts wird, wie bereits in Kapitel 3 beschrieben, durch die kleinste Photolackstruktur von 50 µm definiert. Die Summe der beiden Luftspalte $2d$ beträgt daher minimal 100 µm. Eine Vergrößerung über die 100 µm hinaus zieht eine Erhöhung des Stellwegs der im vorangegangenen Kapitel beschriebenen polymeren Mikroaktorik nach sich, was bei der geforderten Kraft und dem geforderten Bauraum kaum möglich ist. Für die Magnetanordnung wird daher ein Gesamtluftspalt

von $100\text{ }\mu\text{m}$ gewählt, der bei der Fertigung in Mittelstellung des Kontakts ($x = 0$) in zwei gleich große Luftspalte von je $50\text{ }\mu\text{m}$ aufgeteilt ist.

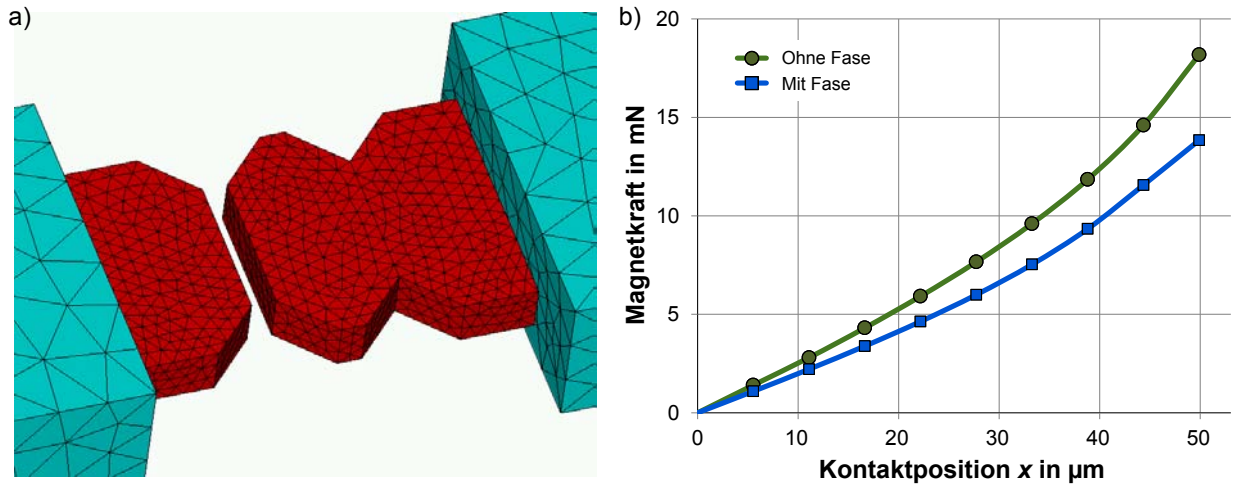


Abbildung 5.13: Optimierte Kontaktgeometrie mit fertigungsbedingten Fasen mit einem Winkel von 45° und einer ausgeschnittenen Schenkellänge von $250\text{ }\mu\text{m}$: a) mit Tetraedern vernetztes FEM-Modell und b) Auswirkung der Fasen auf die magnetische Kraft.

Zum Vergrößern der magnetischen Haltekraft und zugleich der elektrischen Kontaktfläche, wird die Höhe der Magnetanordnung h_{KS} mit $200\text{ }\mu\text{m}$ möglichst groß gewählt. Dabei handelt es sich um eine Nickelschicht, die technologisch robust in eine UV-strukturierte Photolackform galvanisch abgeschieden werden kann. Die notwendige Lackform muss für eine homogene Abformung mindestens 1,5 bis 2-Mal so hoch sein wie die abzuformende Nickelschicht und wird daher auf $350\text{ }\mu\text{m}$ festgelegt. Die zur Fertigung der beiden Luftspalte notwendigen $50\text{ }\mu\text{m}$ breiten Photolackstege werden an ihren Enden mit Stützstrukturen versehen, was für die Magnetanordnung nach der Abformung laterale Fasen an Flussführungen und Kontakt bedeutet. Die vernetzte FEM-Geometrie ist in Abbildung 5.13 a) dargestellt.

Vier Mikrorelais sollen, wie in Kapitel 3 beschrieben, über zwei Permanentmagnete mit Fluss beaufschlagt werden, was in Abbildung 5.14 dargestellt ist. Unter Berücksichtigung des auf dem 4-Zoll-Substrat zur Verfügung stehenden Bauraums werden die lateralen Abmessungen der Magnete und des Kontaktsystems numerisch so bestimmt, dass Kräfte im zweistelligen Millinewtonbereich bei einer Remanenzflussdichte der Magnete von $1,2\text{ T}$ sicher erzeugt werden können. Die Länge der Flussführungen l_{FF} und die Kontaktlänge l_{K} betragen daher jeweils $600\text{ }\mu\text{m}$. Die Breite der Magnetanordnung b_{KS} wird mit $1000\text{ }\mu\text{m}$ ermittelt. Die Fasen weisen einen Winkel von 45° und eine ausgeschnittene Schenkellänge von $250\text{ }\mu\text{m}$ auf. Die in Abhängigkeit der Kontaktposition numerisch ermittelte Kraft ist in Abbildung 5.13 b) mit und ohne Fasen für die optimierte Geometrie dargestellt. Bei der Simulation sind außerdem parasitäre Abstände zwischen Magnet und Flussführung ($125\text{ }\mu\text{m}$) berücksichtigt, die für die galvanische Trennung zwischen den Kontaktsystemen sorgen und die Fertigungstoleranzen der Miniaturmagnete berücksichtigen.

Die eingesetzten Miniaturmagnete sind eigens für diese Arbeit gefertigte quaderförmige Seltenerd-magnete (Neodym-Eisen-Bor) mit einer reduzierten Maßtoleranz von $\pm 50\text{ }\mu\text{m}$. Die lateralen Abmessungen betragen $2,9 \times 3,2\text{ mm}$, wobei die Magnetisierung parallel zur $2,9\text{ mm}$ -Kante eingebracht ist. Das Magnetmaterial wird mit N45M bezeichnet, was eine Remanenzflussdichte von

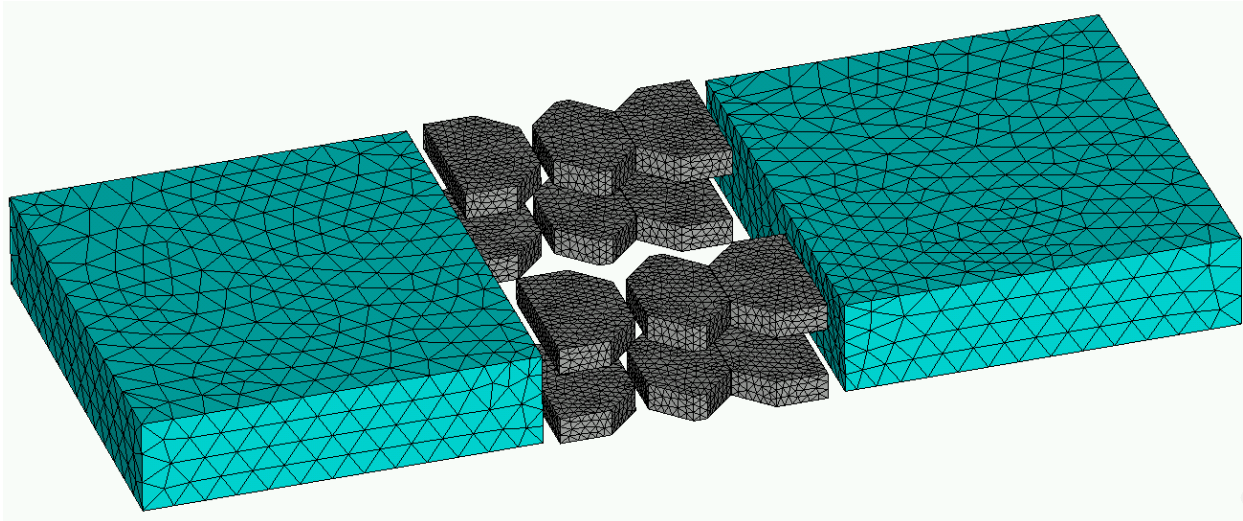


Abbildung 5.14: Vernetzte Geometrie von zwei Permanentmagneten, die vier Kontaktsysteme bzw. vier Mikrorelais mit magnetischem Fluss versorgen. Jeweils die beiden oberen bzw. die beiden unteren Kontaktsysteme entstehen auf einem Substrat und werden durch die Magnete auf Abstand gehalten.

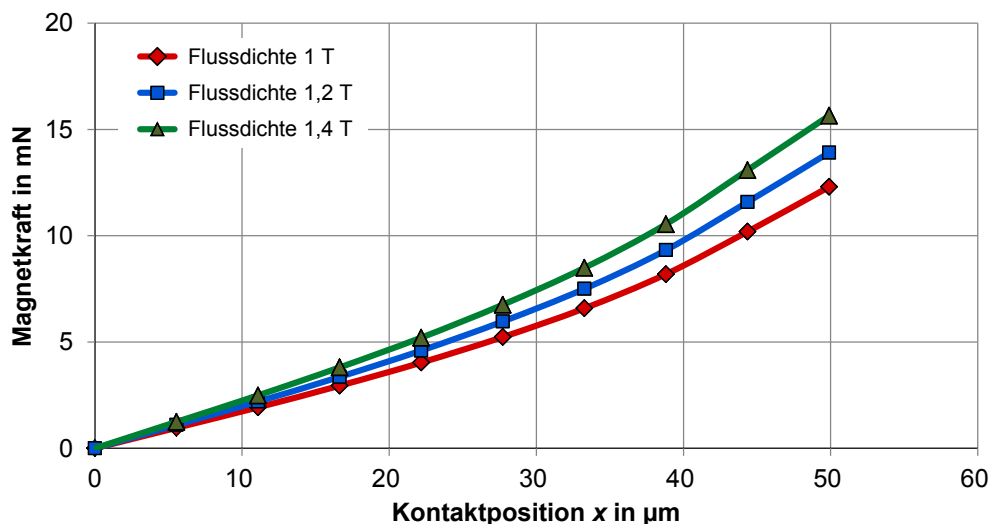


Abbildung 5.15: Diagramm des Kraftverlaufs in Abhängigkeit der Kontaktposition bei Simulation der optimierten Geometrie und unterschiedlichen Remanenzflussdichten der Magnete.

1,37 T, eine Koerzitivfeldstärke von 987 kA/m und eine maximale Betriebstemperatur von 100°C bedeutet. Die Magnethöhe von 700 μm ist so gewählt, dass die Magnete als Abstandhalter zwischen zwei entgegengesetzt aufeinander gestapelten Mikrorelaismatrizen (vgl. Kapitel 3) dienen. Bei einer Mikroaktorhöhe von 300 μm ergibt sich auf diese Weise ein Luftspalt zwischen den Aktoren von ca. 100 μm , der eine parasitäre Erwärmung des gegenüberliegenden Mikrorelais verhindert. In Abbildung 5.15 ist die Kraft in Abhängigkeit der Kontaktposition für drei Remanenzflussdichten bei Simulation der optimierten Geometrie gezeigt.

Miniaturisierungspotenzial ergibt sich beim Wechsel des verwendeten Flussführungs- und Kontaktmaterials, was die angestellte Beispielrechnung zeigt. Bei gleichbleibender Geometrie wird reines

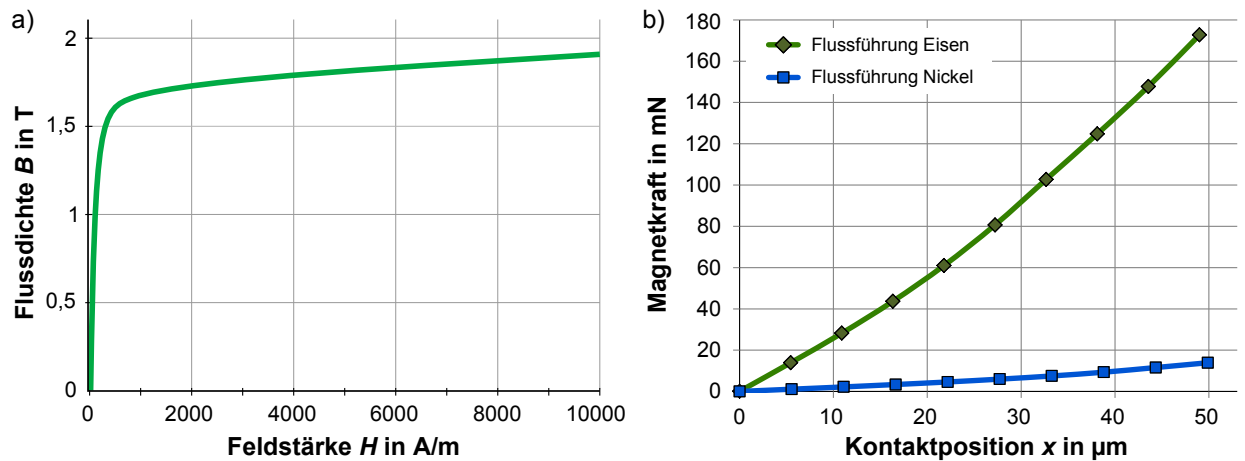


Abbildung 5.16: Einfluss des verwendeten Flussführungs- und Kontaktmaterials auf die erzeugte Kraft: a) Nichtlineare B-H-Kennlinie des für die Vergleichsrechnung verwendeten Eisens und b) Diagramm der Kraft in Abhängigkeit der Kontaktposition für Nickel und Eisen bei identischer Geometrie.

Eisen und damit die in Abbildung 5.16 a) gezeigte nichtlineare B-H-Kennlinie verwendet. Die resultierende Maximalkraft im stabilen Punkt steigt von ca. 14 mN auf ca. 172 mN an, was im Diagramm in Abbildung 5.16 b) dargestellt ist. Auf diese Weise lassen sich bei gleichbleibender Kraft die Abmessungen von Magneten und Magnetsystem deutlich reduzieren, wobei der technologische Aufwand für die galvanische Abscheidung des Metalls deutlich steigt. In der vorliegenden Arbeit werden bewusst robuste und kostengünstige Prozesse eingesetzt, weshalb trotz der genannten Vorteile Nickel als Flussführungs- und Kontaktmaterial gewählt wird (vgl. Kapitel 6).

Das optimierte Magnetsystem ist in der Lage, zwei stabile Positionen mit einer Haltekraft von ca. 14 mN bereit zu stellen. Die resultierende elektrische Kontaktfläche beträgt $0,2 \times 0,5 \text{ mm}^2$. Die elektrische und mechanische Anbindung des Kontakts und der Flussführungen wird in den folgenden Abschnitten detailliert beschrieben.

5.2 Funktionsintegration von magnetischer Bistabilität und elektrischem Kontakt

Die Kombination aus magnetisch bistabilem Mechanismus und elektrischem Kontaktsystem wird im Folgenden umfassend beschrieben.

5.2.1 Mechanische und elektrische Eigenschaften der Kontaktaufhängung

Der Kontakt wird aus Gründen der robusten mikrotechnischen Fertigbarkeit und der guten elektrischen Stromföhrungseigenschaften mechanisch über eine freitragende Nickelfeder (Kontaktaufhängung) befestigt. Diese Feder stellt ein langes Festkörpergelenk dar und kann als einseitig eingespannter Bernoulli-Biegebalken beschrieben werden, wobei EI die Biegesteifigkeit, l die Länge, d die maximale Auslenkung und F die resultierende Kraft ist:

$$F(d) = \frac{3EId}{l^3} \quad (5.20)$$

$$I = \frac{hb^3}{12} \quad (5.21)$$

Die Kontaktaufhängung wird im Betrieb maximal um 50 µm in eine Richtung ausgelenkt, was der halben Luftspaltbreite entspricht ($d = 50 \mu\text{m}$). Die Höhe h entspricht, bedingt durch den mikrotechnischen Galvanikschritt, der Höhe des Nickelmagnetsystems von 200 µm. Die Breite b wird mit 80 µm auf das technologisch robust fertigbare Minimum bei Resistgräben mit einer Tiefe von 350 µm auf rauhen und damit diffus reflektierenden Substraten bestimmt. Unter Berücksichtigung des Elastizitätsmoduls von Nickel (ca. 200 GPa) ergibt sich eine maximale Rückstellkraft von 4,9 mN, die der magnetischen Kraft entgegen wirkt. Die zur Verfügung stehende Kontaktkraft beträgt für die optimierte Geometrie daher 9,1 mN.

Der elektrische Durchgangswiderstand R der Kontaktaufhängung lässt sich über den spezifischen Widerstand von Nickel ($\rho_{\text{Ni}} = 0,07 \Omega \text{ mm}^2/\text{m}$) und den bereits dargestellten Geometrieparametern mit folgender Gleichung berechnen:

$$R = \rho_{\text{Ni}} \frac{l}{bh} \quad (5.22)$$

Der Widerstand für die genannte Anordnung beträgt 16,4 mΩ, was durch die abschließende für den elektrischen Kontakt wichtige ca. 3 µm dicke Beschichtung aller Nickelteile mit Gold ($\rho_{\text{Au}} = 0,022 \Omega \text{ mm}^2/\text{m}$) auf 16,1 mΩ reduziert wird. Der Durchgangswiderstand für das Mikrorelais setzt sich aus dem statischen Widerstand der Kontaktaufhängung und der Leiterbahnen und dem verschleißabhängigen Kontaktwiderstand zusammen, der in Kapitel 8 im Kontext der Mikrorelaisbeschreibung ausführlich dargestellt wird.

5.2.2 Mechanische Kopplung an die Mikroaktorik

Die Kopplung zwischen der bidirektionalen Aktorik und dem bistabilen System geschieht über eine hysteresebehaftete mechanische Kupplung. Dabei greift der mit der freitragenden Kontaktaufhängung verbundene Nickelschieber (vgl. Abbildung 5.1) in eine u-förmige Aussparung am Mikroaktor, was in Abbildung 5.17 dargestellt ist. Auf diese Weise besteht nur während des Schaltvorgangs eine mechanische Verbindung zwischen Kontaktsystem und Aktorik, die genau dann eine Kraftübertragung ermöglicht.

Die hysteresebehaftete Kupplung kann mikrotechnisch auf zwei grundsätzlich verschiedene Arten realisiert werden. Bei der in Abbildung 5.17 a) gezeigten Kupplung aus einer u-förmigen SU-8-Krone und dem Nickelschieber werden beide Teile über je eine separate Lithographiemaske gefertigt. Die Qualität der Justage der beiden Masken zueinander entscheidet dabei über die Qualität der Kupplung, da Justagefehler zu einem unerwünschten lateralen Versatz von Aktorik und Kontaktsystem führen. Bei der bevorzugten zweiten Variante (vgl. Abbildung 5.17 b) wird die Kupplung vollständig über eine Lithographiemaske definiert, d. h. Nickelschieber und u-förmige Nickelkrone weisen keinen ungewollten lateralen Versatz auf. Die Mikroaktorik wird dabei über eine zweite Maskenebene auf die Nickelkrone strukturiert und so mechanisch mit dieser verbunden.

Der Kontakt führt auf Grund seiner Aufhängung am freien Ende eines Biegebalkens keine reine translatorische Bewegung zwischen den Polen durch. Seiner Bewegung ist zusätzlich eine Rotation um den Winkel α überlagert, was in Abbildung 5.18 a) gezeigt ist. Um eine Umgebungstemperaturkompensation zu gewährleisten, müssen die beiden Zinken der Nickelkrone mit diesem Winkel α versehen sein (vgl. Abbildung 5.18 b), so dass eine Längung beider Ausdehnungskörperbalken

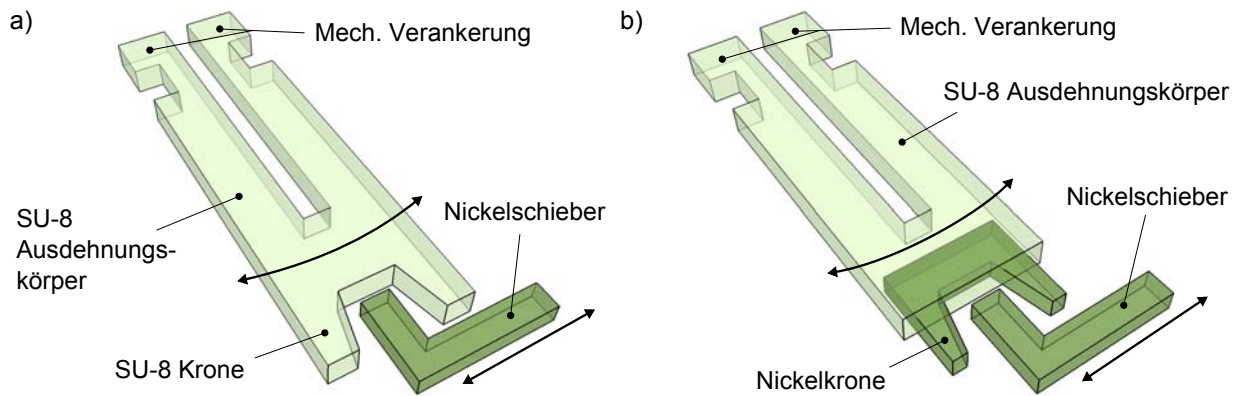


Abbildung 5.17: Hysteresebehaftete mechanische Kupplung zwischen polymerer Mikroaktorik und bistabilem Kontaktsystem: a) Kupplung aus Elementen zweier Maskenebenen (SU-8-Krone und Nickelschieber) mit möglichen Justagefehlern und b) Kupplung nur aus Elementen einer Maskenebene (Nickelkrone und Nickelschieber) ohne Justagefehler.

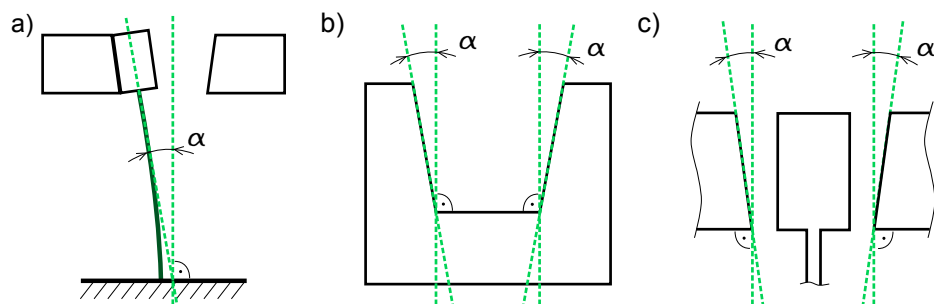


Abbildung 5.18: a) Draufsicht auf das Kontaktsystem mit Translation und überlagerter Rotation α des Kontakts, b) Draufsicht auf eine Nickelkrone mit schrägen Zinken zur Kompensation der Umgebungstemperatur und c) Draufsicht auf die Flussführungen und den dazwischenliegenden Kontakt mit schrägen Polflächen zum Herstellen einer vollflächigen elektrischen Kontaktfläche.

ausschließlich zu einer zum Nickelschieber parallelen Bewegung führt. Die Flussführungen müssen diesen Winkel ebenfalls aufweisen, um unter Berücksichtigung der beschriebenen Biegelinie in den beiden stabilen Positionen möglichst vollflächig am Kontakt anzuliegen (vgl. Abbildung 5.18 c).

5.2.3 Vorteile der Funktionsintegration

Die Integration von magnetisch bistabilem Mechanismus und elektrischem Kontaktsystem bringt zwei wesentliche Vorteile mit sich: Zum einen weist die Kraft auf den Kontakt ein Maximum in den beiden stabilen Positionen auf und bleibt trotz Verschleiß nahezu konstant, zum anderen wird die Dynamik des Schaltvorgangs durch das magnetisch induzierte Umschnappen erhöht.

Die auf den Kontakt wirkende Gesamtkraft setzt sich aus der mechanischen Rückstellkraft der freitragenden Kontaktaufhängung und der durch das statische Magnetfeld erzeugten Kraft zusammen. In Abbildung 5.19 sind beide Kraftverläufe und deren Summe über die Kontaktposition x aufgetragen. Die zur Herstellung der elektrischen Verbindung wirkende Kontaktkraft an linkem ($x = -50 \mu\text{m}$) und rechtem ($x = 50 \mu\text{m}$) Pol beträgt für den optimierten Kontaktentwurf ca. 9 mN. Im

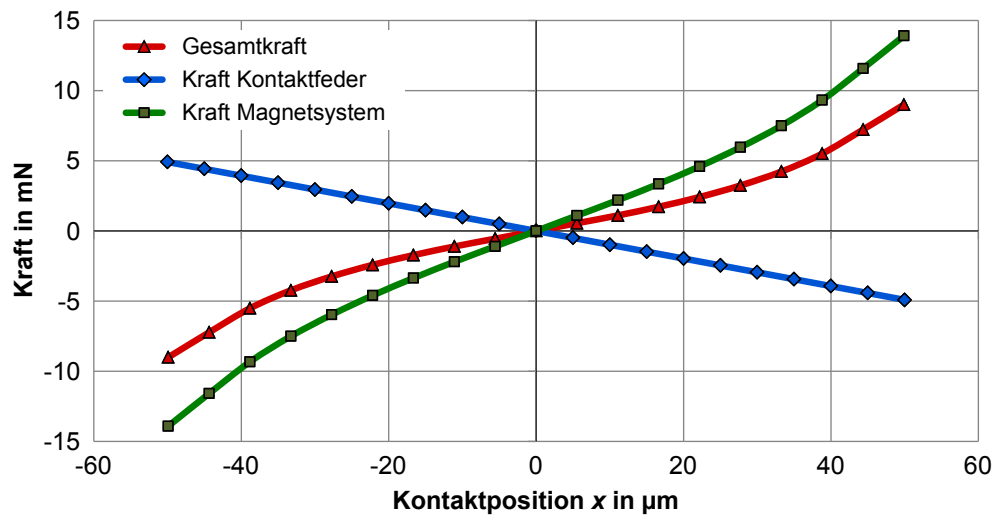


Abbildung 5.19: Resultierender Betrag des Gesamtkraftverlaufs auf den Kontakt bei Berücksichtigung der Einzelbeiträge durch Magnetsystem (numerische Rechnung) und federnder Kontaktaufhängung (analytische Rechnung).

Gegensatz zu vielen anderen (Mikro-)relais ist bei diesem Konzept keine Überhubfeder erforderlich, da die Kontaktkraft auch bei betriebsbedingtem Abbrand der elektrischen Kontakte annähernd konstant bleibt und so für eine sichere Verbindung sorgt. Die in den aufgebauten Kontaktsystemen mit Hilfe eines dage microtester 22 gemessenen Kontaktkräfte weisen einen Mittelwert von 8,1 mN bei einer Standardabweichung von 1,4 mN auf, was im Rahmen der abgeschätzten Annahmen sehr gut mit der angestellten numerischen Rechnung übereinstimmt.

Durch die Integration von elektrothermischer Mikroaktorik und magnetisch bistabilem Kontaktsystem wird außerdem die Systemdynamik erhöht. In Abbildung 5.20 sind die Positionen von Kontakt und fest mit der Mikroaktorik verbundener Nickelkrone in Abhängigkeit von der Zeit für zwei Schaltspiele dargestellt. Die Bewegung dieser hysteresebehafteten Kupplung lässt sich dabei in acht Abschnitte unterteilen: Im ersten Abschnitt befindet sich der Kontakt am linken Pol, der Mikroaktor bewegt sich berührungsfrei in Richtung des rechten Pols. Im zweiten Abschnitt schiebt der Mikroaktor den Kontakt entgegen der Magnetkraft in Richtung des rechten Pols. In Abschnitt drei schnappt der Kontakt auf Grund der Magnetkraft an den rechten Pol, wobei der Mikroaktor deutlich langsamer folgt, bis er in Abschnitt vier durch den am rechten Pol anliegenden Kontakt blockiert wird. Die Abschnitte fünf bis acht weisen analoges Verhalten in umgekehrter Richtung auf, wobei das Umschnappen in Abschnitt sieben auf Grund fertigungsbedingter Unsymmetrien ausgeprägter ist.

5.3 Fertigung des bistabilen Kontaktsystems

In den folgenden Abschnitten wird die mikrotechnische Herstellung des beschriebenen Systems in Verbindung mit der Integration der notwendigen Permanentmagnete beschrieben.

5.3.1 Mikrotechnischer Prozessablauf

Die Fertigung des bistabilen Kontaktsystems erfolgt in Analogie zur bereits vorgestellten Mikroaktorik ebenfalls in UV-Lithographie, UV-Tiefenlithographie und Galvanoformung (vgl. Abbil-

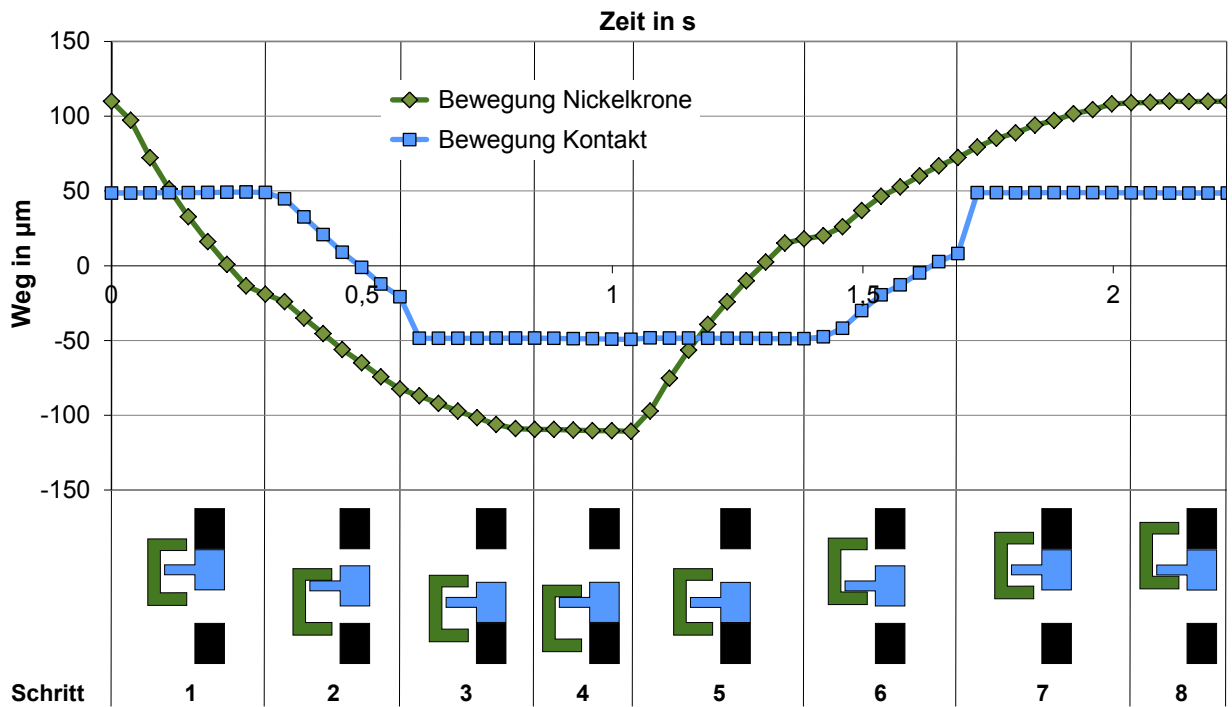


Abbildung 5.20: Diagramm mit allen Zuständen der hysteresenbehafteten mechanischen Kupplung zwischen Mikroaktorik (Nickelkrone) und bistabilem Magnetsystem (Kontakt). Nach Schritt 2 bzw. Schritt 6 ist jeweils ein Umschnappen des Kontakts in der Messung zu sehen.

dung 5.21). Durch einen abschließenden Montageschritt werden die diskreten Miniaturmagnete ins System eingebracht.

Das Keramiksубstrat wird, wie in Abbildung 5.21 a) dargestellt, mittels eines Sputterprozesses mit einer 200 nm dünnen Kupferstartschicht versehen. In Abbildung 5.21 b) ist die 30 μm dicke strukturierte Galvanoform aus dem Photolack AZ 9260 galvanisch mit einer 24 μm dicken Kupferopferschicht gefüllt. In Abbildung 5.21 c) sind identische Prozesse für die notwendigen Leiterbahnen aus Nickel (20 μm) dargestellt. Um die Prozessierbarkeit des negativen Photoresists AZ 125nXT [14] auf Kupfer zu gewährleisten, muss eine 20 nm dünne Aluminiumschicht durch Sputtern aufgebracht werden (vgl. Abbildung 5.21 d). Details zu dieser Vorgehensweise finden sich in Kapitel 6. Zur galvanischen Abscheidung des Nickelkontaktsystems wird in Abbildung 5.21 e) eine ca. 350 μm dicke Galvanoform aus AZ 125nXT strukturiert. Bei der Entwicklung mit einem basischen Entwickler (AZ MIF 326) wird auch der dünne Aluminiumfilm im Bereich des geöffneten Photolacks geätzt. Die so definierte Resistform wird mit einer ca. 200 μm dicken Nickelschicht galvanisch aufgefüllt (vgl. Abbildung 5.21 f). In Abbildung 5.21 g) wird die Galvanoform entfernt und in h) werden die Kupferstart- und opferschicht selektiv zum Nickel mit APDS geätzt. Die für ein Mikrorelais notwendigen elektrischen Eigenschaften werden durch einen abschließenden Goldgalvanikschrift (ca. 3 μm) erzeugt, der die gesamte Nickelstruktur einhüllt.

5.3.2 Magnetintegration durch Montagehilfen aus SU-8

Die fertigungsbedingt in der Mitte zwischen den beiden Polschuhen befindlichen freitragenden Kontakte werden durch die abschließende Montage der Miniaturmagnete in eine der zwei stabi-

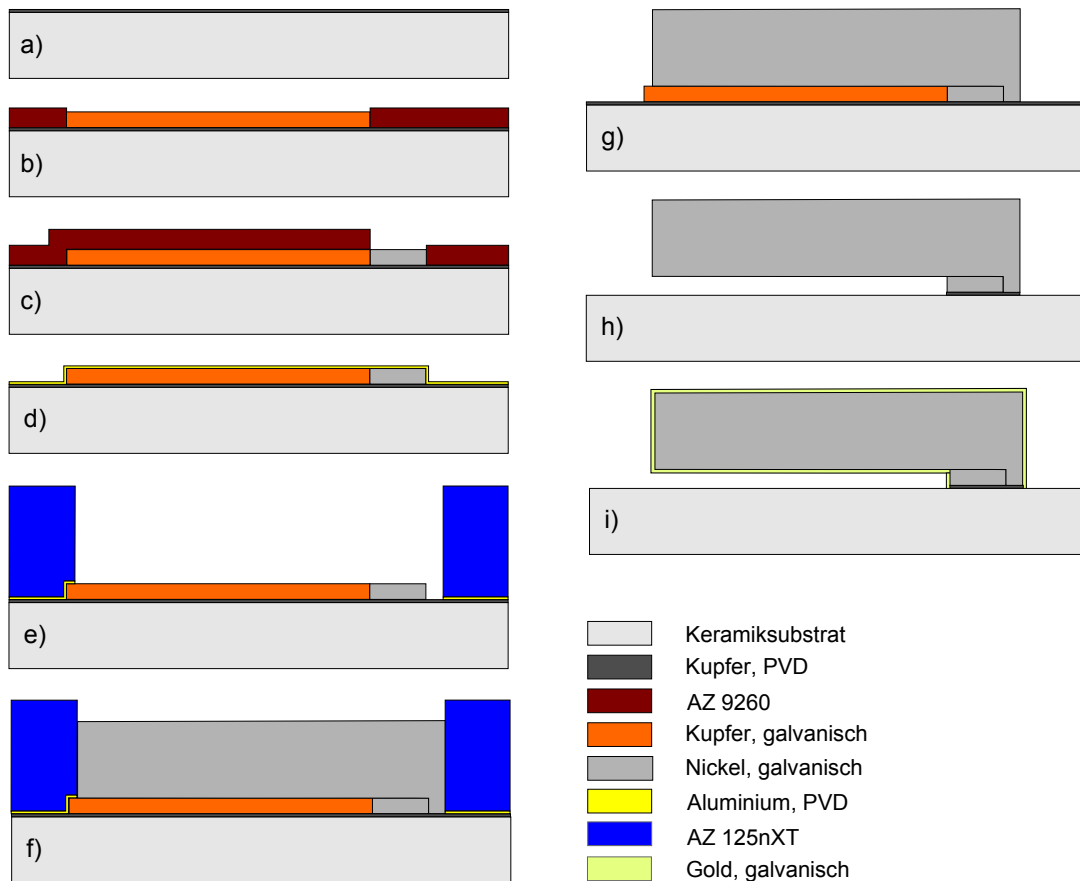


Abbildung 5.21: Prozessablauf für die Fertigung des bistabilen Kontaktsystems: a) Sputtern der Kupferstartschicht (200 nm) auf Keramikssubstrat, b) UV-Strukturieren einer AZ 9260 Photolackform (30 µm) und galvanisches Abscheiden der Kupferopferschicht (20 µm), c) UV-Strukturieren einer AZ 9260 Photolackform (30 µm) und galvanisches Abscheiden der Nickelleiterbahnen (20 µm), d) Sputtern einer Isolationsschicht aus Aluminium (20 nm), e) UV-Strukturieren einer AZ 125nXT Photolackschicht (350 µm) als Galvanoform, f) galvanisches Abscheiden des Nickelkontaktsystems (200 µm), g) Entfernen der Photolackform, h) selektives Ätzen der Kupferstartschicht und Kupferopferschicht und i) galvanisches Abscheiden des Goldkontaktmaterials (3 µm) vollflächig auf alle Nickelstrukturen.

len Positionen am linken oder rechten Polschuh gezogen (vgl. Abbildung 5.22 a). Da eine freie Montage nur mit zeitintensiver Mikropositionierung möglich ist, werden Montagehilfsstrukturen aus SU-8 mit dem bereits für die polymere Mikroaktorik beschriebenen UV-Tiefenlithographie-Prozess parallel mit den Ausdehnungskörpern der Aktoren gefertigt. Die Fertigung von sowohl Mikroaktorik, als auch Kontaktsystem wird in Kapitel 7 detailliert beschrieben. Auf Grund der magnetostatischen Kraftwirkung zwischen ferromagnetischem Kontaktsystem und Miniaturmagnet schnappen die Magnete auch bei ungenauer Positionierung in die vorgesehenen Haltestrukturen und verbleiben dort. Die dauerhafte Fixierung der Magnete kann mit Hilfe eines Klebstoffs erfolgen.

Beim Geometrieentwurf der polymeren Haltestrukturen müssen die herstellungsbedingten Toleranzen der Miniaturmagnete berücksichtigt werden (vgl. Abbildung 5.22 a). Auf Grund von Ungenauigkeiten beim Formenbau und dem anschließenden Sintervorgang der Hartmagnetgrünlin-

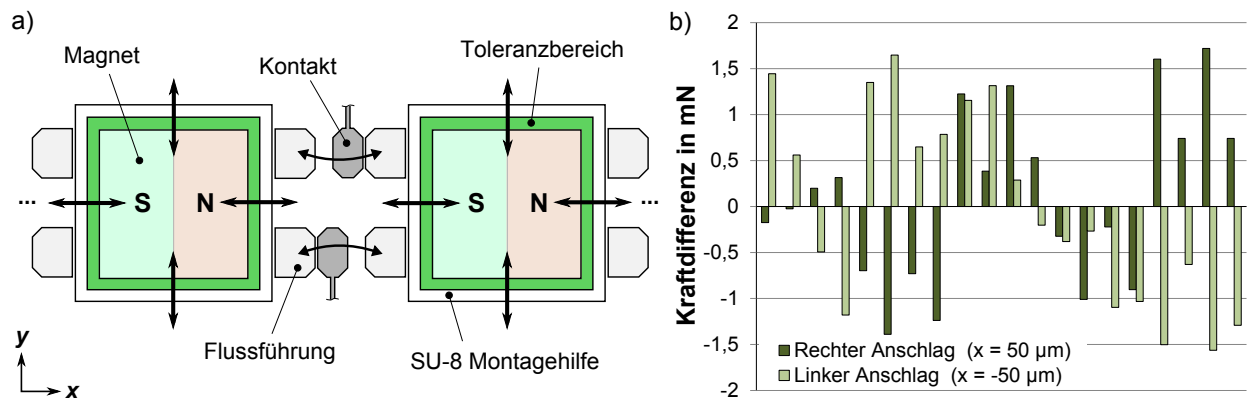


Abbildung 5.22: Auswirkungen der Magnetmontagetoleranzen: a) Schematische Draufsicht auf einen Ausschnitt aus der Schaltmatrix mit eingezeichneten Geometrietoleranzen von $\pm 50 \mu\text{m}$ in x- und y-Richtung und b) Diagramm der Kraftdifferenz von Referenzgeometrie (9,1 mN) zu allen Toleranzkombinationen für die beiden Kontaktpositionen $x = -50 \mu\text{m}$ und $x = +50 \mu\text{m}$ (vgl. Anhang D).

ge werden standardmäßig Geometrietoleranzen von $\pm 100 \mu\text{m}$ angeboten. Als Spezialanfertigung kann dieser Wert auf $\pm 50 \mu\text{m}$ gesenkt werden, was die Lage der Miniaturmagnete relativ zum Kontaktsystem genauer definiert. Die in Abbildung 5.22 a) gezeigte verbleibende Lagetoleranz kann zu einer ungleichen Kraftwirkung an den beiden Polschuhen führen. Die Abweichung der Kontaktkraft für beide Kontaktpositionen $x = -50 \mu\text{m}$ und $x = +50 \mu\text{m}$ wird numerisch mit dem CST EM Studio berechnet und ist in Abbildung 5.22 b) für alle möglichen Montagetoleranzkombinationen von $\pm 50 \mu\text{m}$ in x- und y-Richtung dargestellt (vgl. Anhang D). Das bistabile System wird auf Basis dieser numerischen Rechnungen so ausgelegt, dass die Mindestkraft von 6 mN auf jeden Fall erreicht und eine maximale Kontaktkraft von 12 mN nicht überschritten wird. Auf diese Weise ist sichergestellt, dass die polymere Mikroaktorik das Kontaktsystem zuverlässig umschalten kann.

5.4 Lastkreis am Beispiel einer Telekommunikationsmatrix

Zur Realisierung einer Schaltmatrix für die Telekommunikationstechnik wird jeweils nur ein Kontakt des elektrischen Kontaktsystems genutzt und auf die vorhandene Umschaltoption verzichtet. Wie in Abbildung 5.23 a) dargestellt, sind für jede Position innerhalb der Matrix immer zwei Schaltelemente pro Kanal bzw. pro Kupferaderpaar notwendig. Zum Abbilden dieser Tatsache werden die positiven und negativen Datensignale über zwei getrennte Matrizen geführt (vgl. Abbildung 5.23 b), die auf Grund des verwendeten Gehäusekonzepts (vgl. Kapitel 3) um 180° gedreht aufeinander liegen. Auf diese Weise wird ein ungewolltes Übersprechen auf andere Kanäle minimiert. Die notwendigen Steuersignale für die elektrothermischen Mikroaktoren werden dabei parallel an beide Matrizen angelegt, was zum gewünschten Umschalten von Adernpaaren und nicht von Einzelleitungen führt.

Um die in der Telekommunikationsbranche extrem hohen Anforderungen an Überstrom- und Überspannungsfestigkeit zu gewährleisten, können die Ein- und Ausgänge der Matrix mit entsprechenden Schutzeinrichtungen versehen werden. Büttgen schlägt für den Überspannungsschutz laut Telekommunikationsnorm zugelassene Gasableiter vor, die gleichzeitig die galvanische Trennung der

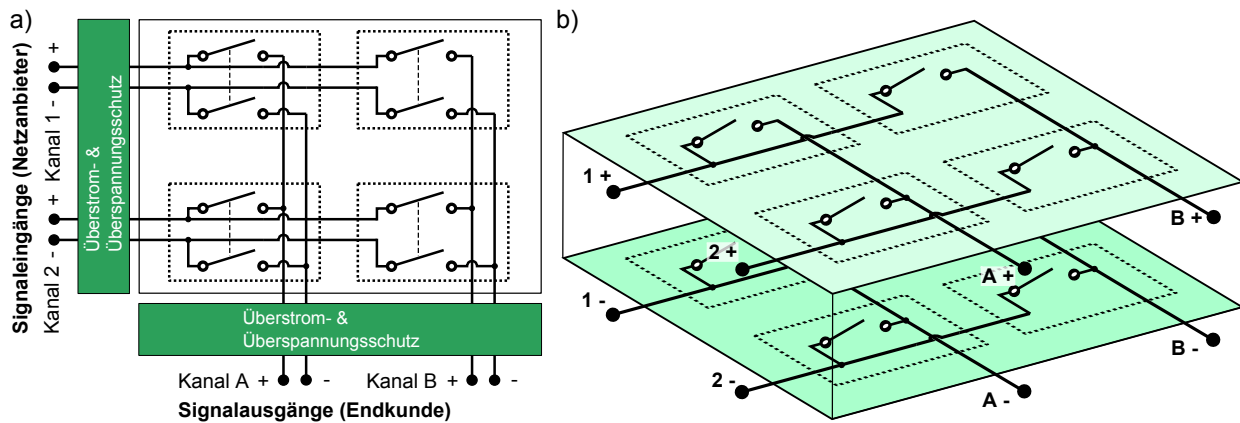


Abbildung 5.23: Lastkreis am Beispiel einer Telekommunikationsmatrix: a) Schaltplan mit zwei Mikrorelais pro Matrixpunkt zum Umschalten von Aderpaaren mit zusätzlichem Überspannungs- und Überstromschutz an den Ein- und Ausgängen der Matrix und b) Umsetzung des Schaltplans im aufgebauten Matrixdemonstrator mit über je eine Matrix geführten negativen und positiven Datensignalen. Beide Matrizen bilden dabei zusammen das Gehäuse (vgl. Abbildung 3.12).

Mikrorelais aufrecht erhalten [31]. Möglichen Überströmen kann durch Kleinstsicherungen in den Zuleitungen begegnet werden.

6 Prozessentwicklung

Neben der thermischen, mechanischen und magnetischen Modellbildung für ein bistabiles Mikrorelais liegt ein weiterer Schwerpunkt dieser Arbeit auf der Erforschung robuster und kostengünstiger Technologie. Die untersuchten Technologieaspekte werden in den folgenden Abschnitten ausführlich diskutiert und sind auf Grund ihres allgemein anwendbaren Charakters gut auf andere Mikrosysteme übertragbar. Der auf diesen Forschungen basierende Fertigungsprozess des bistabilen Mikrorelais wird in Kapitel 7 detailliert dargestellt.

6.1 Kostenoptimierte Mikrotechnik

Die geschichtliche Herkunft der Mikrosystemtechnik aus der Mikroelektronik hat einige Jahrzehnte lang die eingesetzten Materialien und Prozesse stark geprägt. So lässt sich beispielsweise erklären, dass die in der Mikroelektronik üblichen Siliziumwafer auch im Bereich der MEMS-Technologie sehr häufig als Substrat eingesetzt werden. Auch die zugelassenen Prozesse auf vielen Fertigungsanlagen und in vielen Reinräumen unterliegen oft strengen Regeln, die aus der Mikroelektronik entlehnt sind. So muss z. B. die Fertigung von MOSFETs (Metall-Oxid-Halbleiter-Feldeffekttransistor) vollständig metallionenfrei sein, weil schon geringe Spuren von Metallionen (z. B. vom Entwickler für Photoresiste) die Isolationseigenschaften des Gate-Oxids beeinträchtigen und so die elektrischen Eigenschaften im Verlauf der Lebensdauer des Transistors variieren. Bei der Fertigung von Mikrosystemen kann häufig auf viele dieser harten Regeln verzichtet werden, was die gesamte Handhabung signifikant vereinfacht, innovative Systemkonzepte ermöglicht und neue Wege öffnet. Im Folgenden werden drei dieser Ansätze beschrieben.

Tabelle 6.1: Übersicht über relevante Eigenschaften von alternativen Substratmaterialien im Vergleich zum klassischerweise verwendeten Silizium

	Silizium	Al ₂ O ₃ - Keramik	Borofloat 33 Glas	FR-4
Kosten, rund, 4-Zoll	- 18,5 €	0 6,5 €	0 4 €	+ 1 €
Transparenz, sichtbarer Bereich	keine	diffus	hoch	diffus
Chemiebeständigkeit	hoch	hoch	hoch	mittel
Oberflächenrauigkeit	gering	mittel	gering	mittel

6.1.1 Alternative Substratmaterialien

Um die Mikrotechnik zum einen kostengünstiger zu gestalten, zum anderen um neue und innovative Systeme zu schaffen, ist es sinnvoll, Alternativen zum Siliziumsubstrat zu betrachten. In Tabelle 6.1 sind drei Varianten aufgeführt, die sich nicht nur signifikant in den Stückkosten, sondern auch in ihren Eigenschaften unterscheiden. Die optische Transparenz von Silizium im Infrarotbereich wird unter anderem zur Justage von Lithographiemasken herangezogen [309]. Eine solche Justageeinheit ist teuer und kann durch eine einfache Leuchtdiode im roten Frequenzbereich –

wie später beschrieben – ersetzt werden, wenn das Substrat im sichtbaren Bereich transparent ist. Auch können biologische Vorgänge durch ein transparentes Substrat im Mikrosystem lichtmikroskopisch beobachtet werden [310]. Die Haftung zwischen Substrat und hinzugefügten Strukturen (z. B. Metallschicht, Photolackschicht) wird durch die erhöhte Oberflächenrauigkeit (vgl. Abbildung 6.1) signifikant verbessert. Nachteilig wirkt sich die erhöhte Rauigkeit allerdings auf Grund der diffusen Reflexion auf das beim Belichten erzielbare Aspektverhältnis aus, was ebenfalls später beschrieben wird. Die Beständigkeit gegenüber Prozesschemikalien, vor allem Lösungsmitteln, ist bei polymeren Substraten eingeschränkt und muss daher im Einzelfall geprüft werden.

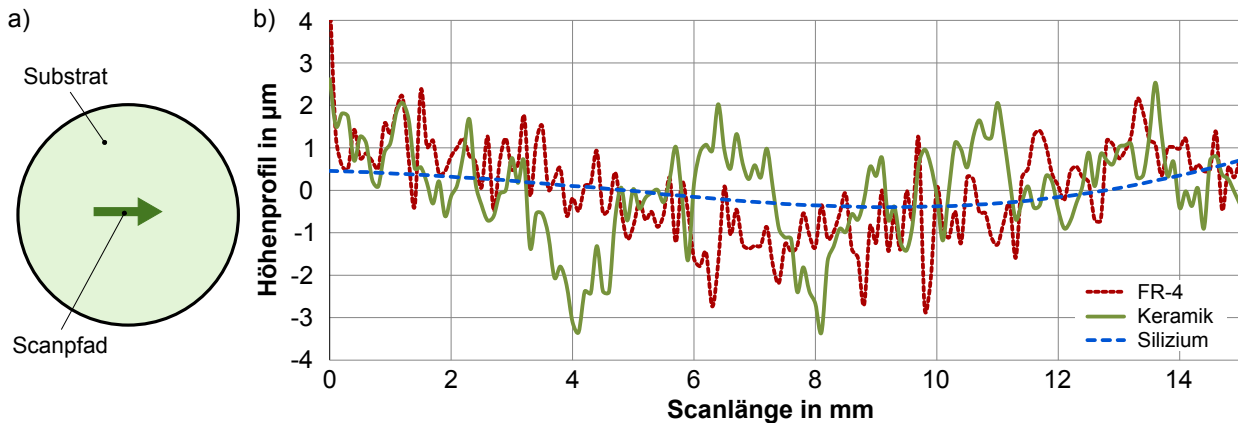


Abbildung 6.1: Messung von unterschiedlichen Substratoberflächen mit dem Profilometer Dektak 8: a) Schematische Substratdarstellung mit eingezeichnetem Scanpfad und b) Diagramm mit drei Höhenprofilen (FR-4, Keramik und Silizium) über die Länge des Scanpfads.

Auch die thermischen Eigenschaften der Materialien müssen bei der Prozessauslegung berücksichtigt werden. Die deutlich höhere Wärmeleitfähigkeit von Silizium und Keramik gegenüber dem polymeren FR-4-Material resultiert beim Backen eines auf dem Substrat befindlichen Photolacks mittels Heizplatte in einem Temperaturabfall über dem Substrat im zweistelligen $^{\circ}\text{C}$ -Bereich. In Abbildung 6.2 a) ist das Ergebnis einer thermischen Rechnung für die drei Materialien mit unterschiedlichen Photolackdicken dargestellt. Bei Silizium und Keramik entspricht die Temperatur der Substratoberseite in etwa auch der Heizplattentemperatur von 100°C . Bei FR-4 tritt bereits eine Temperaturdifferenz von ca. 5°C auf. Bei dünnen Lacken entspricht die Temperatur an der Lackoberseite in etwa der Temperatur an der Lackunterseite bzw. der Substratoberseite, was für steigende Lackdicken nicht mehr stimmt. In Abbildung 6.2 b) sind dieselben Zusammenhänge dargestellt, wobei hier zusätzlich zum Material auch die Substratdicken den materialspezifischen Standarddicken entsprechen. Beim Transfer eines Backprozesses von einem Silizium- auf ein FR-4-Substrat muss die Heizplattentemperatur also um ca. 13°C angehoben werden, um vergleichbare Temperaturen von 100°C im Lack zu erzielen.

Alternative Materialien ermöglichen darüber hinaus die Integration von feinmechanischen Verfahren wie z. B. Laserschneiden, Stanzen, Bohren oder Mikrofräsen. Dabei können die Substrate beispielsweise mit Löchern für spätere Durchkontaktierungen, Justagemarken oder einer anderen Vorstrukturierung versehen werden. Die minimal erzielbaren Strukturweiten sind zwar größer als bei mikrotechnischen Prozessen, wie z. B. dem Tieftrockenätzen, trotzdem sind sie für viele Anwendungen ausreichend. Neben den aufgeführten Beispielmaterialien können praktisch alle Materialien als Substrat herangezogen werden, die gegenüber den angewandten Prozesschemi-

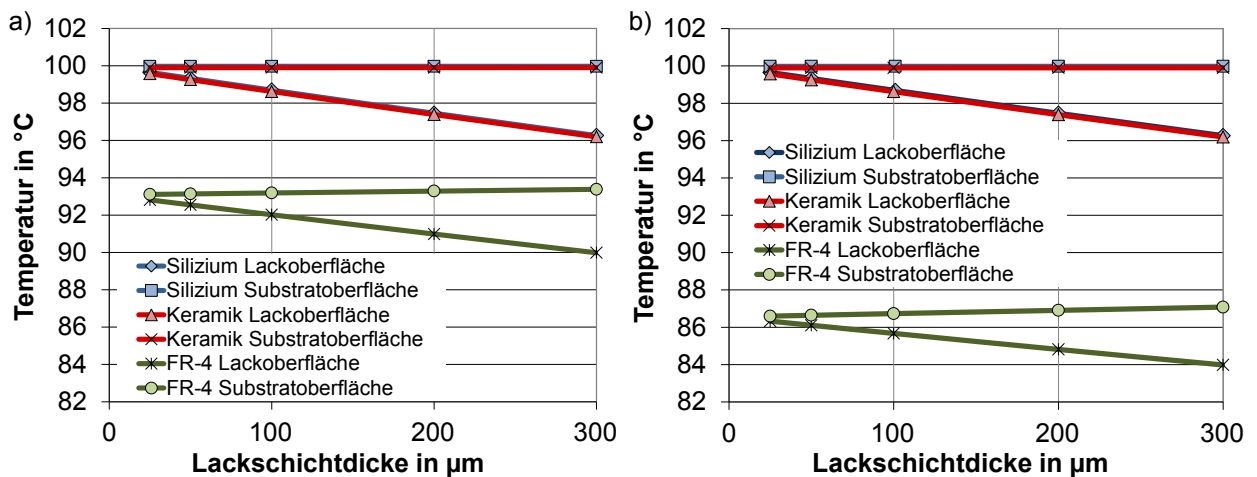


Abbildung 6.2: Einfluss von Substratmaterialart (Silizium, Keramik oder FR-4) und Photolackdicke auf die effektive Temperatur an Ober- und Unterseite des Fotolacks während des Backens auf einer Heizplatte mit 100°C Isttemperatur: a) Für identische Substratdicken von 700 µm und b) für materialspezifische Standarddicken von 525 µm bei Silizium, 700 µm bei Keramik und 1500 µm bei FR-4.

kalien und -temperaturen resistent sind. Besonders spannend für künftige Anwendungen können flexible Polymersubstrate [311] sein, die den Einsatzbereich von MEMS deutlich vergrößern und beispielsweise in der Mikro-Nano-Integration für Nanoelektroden-Arrays zur Kontaktierung von Nervenzellen eingesetzt werden [312]. Auch temporäre Substrate sind denkbar, die abschließend vom Mikrosystem gelöst oder vollständig aufgelöst werden.

In der vorliegenden Arbeit werden auf Grund der großen Oberflächenrauigkeit und der damit verbundenen sehr guten Schichthaftung, der Teiltransparenz im sichtbaren Bereich und der geringen Kosten fast ausschließlich die Substratmaterialien Keramik und FR-4 untersucht.

6.1.2 Integration von feinmechanischen Verfahren

Die Verbindung aus feinmechanischen und mikrotechnischen Verfahren wird im Folgenden am Beispiel von elektrischen, magnetischen oder elektrisch-magnetischen Durchkontaktierungen durch das Substrat gezeigt. In der vorliegenden Arbeit werden elektrische Verbindungen von der Ober- auf die Unterseite des Substrat benötigt, um alle drei zum Betrieb der Schaltmatrix notwendigen Leiterbahnebenen zu kontaktieren (vgl. Kapitel 7). Im Gegensatz zu Hohlnoten, wie sie in der Leiterplattenfertigung aus Kupfer hergestellt werden, bestehen die vorgestellten Durchführungen aus Vollmaterial und erzeugen nach der Einbringung wieder eine ebene Substratoberfläche, auf der die Mikrosysteme aufgebaut werden können. In der Literatur werden diese Wafer-Durchkontaktierungen Through-Silicon Vias (TSV) [313] genannt. Dabei werden mit Hilfe von Tieftrockenätzen kleine Kanäle durch Siliziumsubstrate geätzt und anschließend mit Metall gefüllt.

Auf Grund der alternativen Substrate können die notwendigen Kanäle über kostengünstige feinmechanische Verfahren eingebracht werden. Bei der 700 µm dicken Keramik kann dies beispielsweise mit einem Laserbearbeitungssystem (Alpha Laser AC200, ND:YAG, Pulsdauer 0,35 ms, Frequenz 200 Hz, Fokusbereich 0,2 mm, Vorschub 50 mm/min) realisiert werden. Wie in Abbildung 6.3

a) dargestellt, sind auf Grund des endlichen Fokuspunkts des Lasers und der daraus resultierenden Strahlaufweitung keine senkrecht zur Substratoberfläche verlaufenden Kanalwände erreichbar. Außerdem entstehen beim Schneidprozess Keramikschnitzetropfen im Bereich des Bohrungsrandes, die durch mechanisches Schleifen entfernbar sind. Das polymere Material FR-4 verbrennt beim Einsatz dieses Lasers auf Grund des langen Wärmeeintrags, lässt sich aber sehr gut feinmechanisch mit einer Fräse bearbeiten, was in Abbildung 6.3 b) dargestellt ist [7]. Die Kanalwände sind dabei annähernd senkrecht zur Substratoberfläche, wobei das kleinste Fräsloch in einem 1500 μm dicken FR-4-Substrat bedingt durch die verfügbaren Werkzeuge einen Durchmesser von ca. 400 μm aufweist.

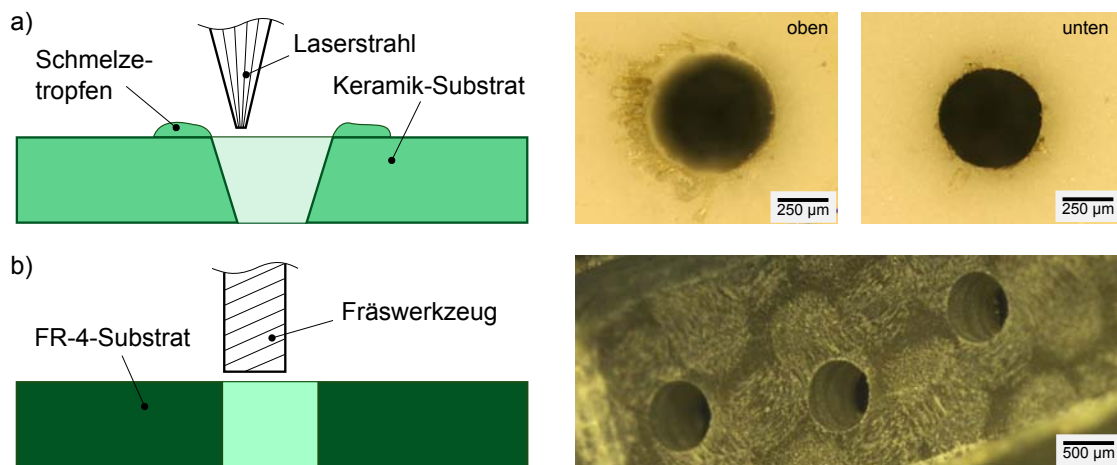


Abbildung 6.3: Fertigungstechnologien für durchgängige Kanäle in alternativen Substratmaterialien mit Schnittansicht und lichtmikroskopischer Aufnahme: a) Laserschneiden bei Keramiksubstraten und b) Fräsen bei FR-4-Substraten.

Für das Auffüllen der erzeugten Öffnungen eignen sich zwei Verfahren in besonderer Weise: Das galvanische Füllen mit einem Metall oder das feinmechanische Rakeln einer Metallpaste. Je nach verwendetem Metall bzw. verwendeter Metalllegierung können die elektrischen und magnetischen Eigenschaften der Durchkontaktierung eingestellt werden. Beim galvanischen Einbringen der Durchkontaktierungen muss, wie in Abbildung 6.4 a) gezeigt, zunächst eine Hilfselektrode auf das Substrat aufgebracht werden. Als Elektrode dient eine 10 μm dicke Edelstahlfolie, die mit Hilfe einer polymeren Folie (Platilon H5) durch thermisches Bonden vollflächig mit dem Substrat verbunden wird (Schritt 1). Bevor das Metall in die Öffnung abgeschieden wird, muss die Plati-onfolie durch ein Trockenätzverfahren im Bereich der Bohrungen geöffnet werden. Als Ätzmaske dient dabei das Substrat selbst. In der vorliegenden Arbeit wird Nickel galvanisch abgeschieden (Schritt 2). Im dritten Schritt müssen die Edelstahlfolie abgezogen und die Polymerreste durch Trockenätzen entfernt werden. Abschließend werden die Nickelüberwachungen planarisiert, was durch feinmechanisches Schleifen geschieht.

Bei der in Abbildung 6.4 b) gezeigten Alternative zur Mikrogalvanik handelt es sich um ein Rakelverfahren. Das vorstrukturierte Substrat wird dazu auf eine Unterlage gebracht und eine polymergebundene metallische Paste wird mit Hilfe eines Rakels (vgl. [314]) in die Öffnungen gedrückt (Schritt 1). Da die Durchkontaktierungen in dieser Arbeit ausschließlich elektrische Eigenschaften aufweisen müssen, wird als Paste der Silberleitklebstoff Elecolit 3655 eingesetzt. Nach dem

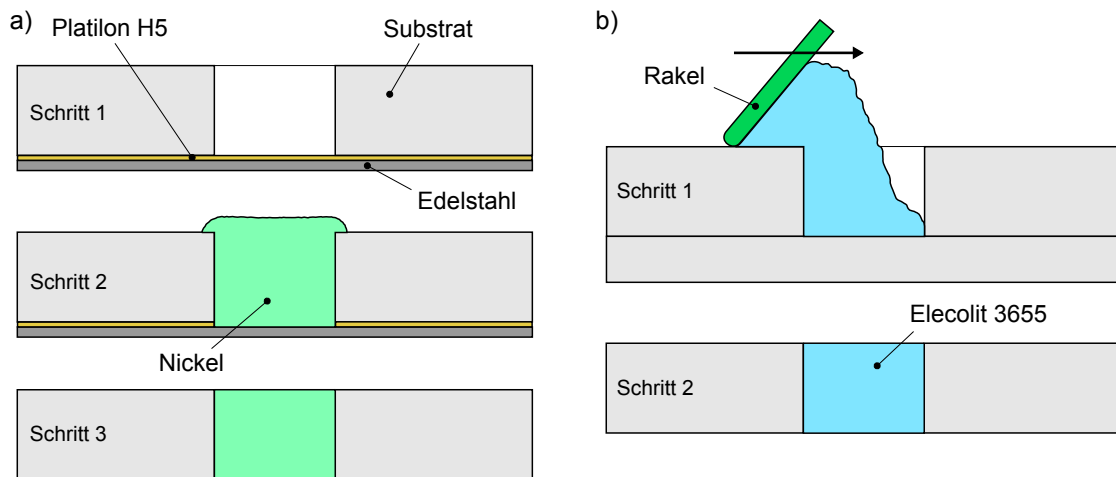


Abbildung 6.4: Einbringen der magnetisch, elektrisch oder elektrisch-magnetisch leitfähigen Durchkontaktierungen in die geöffneten Kanäle: a) Durch galvanische Abscheidung unter Verwendung einer Edelstahl-Hilfselektrode mit anschließendem Schleifen der Überwachungen und b) durch Rakeln von polymergebundener metallischer Paste mit anschließendem thermischen Aushärten. Für rein elektrische Durchkontaktierungen kann dies mit dem Silberleitklebstoff Elecolit 3655 geschehen.

thermischen Aushärten bei 150°C kann das Substrat ohne einen weiteren Planarisierungsschritt verwendet werden. Eigene Untersuchungen haben gezeigt, dass die Haftung beider Füllvarianten in beiden Substrattypen ausreichend ist, um anschließend die gewünschten Mikrosysteme auf der Oberfläche zu prozessieren. Zum Schutz der teilpolymeren Füllung im Fall des Rakelns kann auf Substratober- und unterseite eine galvanische Metallschicht zum hermetischen Verkapseln aufgebracht werden.

6.1.3 Kostenoptimierung durch Entfeinerung

Die in Abbildung 6.5 a) dargestellte Randüberhöhung der Metallschicht entsteht durch laterale Stromdichteunterschiede bei der galvanischen Abscheidung, was im nächsten Abschnitt detailliert beschrieben wird. Auch eine zusätzliche Textur auf der Metalloberfläche (z.B. auf einer Kupferopferschicht) kann dabei auftreten. Im Stand der Technik wird deshalb ein Läppprozess nachgeschaltet, der die Oberfläche planarisiert (vgl. Abbildung 6.5 b). Der Verzicht auf diesen aufwändigen Prozessschritt ist oft möglich, ohne dass die Funktion der jeweiligen Metallstruktur im Mikrosystem beeinträchtigt wird. Diese Entfeinerung zieht allerdings neue technologische Herausforderungen nach sich, die in den folgenden Abschnitten diskutiert werden.

6.2 Robuste Mikrogalvanik

Die galvanische Abscheidung von Metallen ist eine sehr elegante Lösung, metallische Mikrosysteme zu realisieren. Die Eigenschaften der abgeschiedenen Schichten können dabei durch Elektrolyte mit speziellen Additiven [315] gezielt eingestellt werden. Als Additive kommen organische oder anorganische Glanzbildner, Einebner und Netzmittel zum Einsatz. Einen guten Überblick über die Wirkungsweise dieser Zusätze zeigt Kanani [316]. Speziell im Bereich der Kupferabscheidung zur Fertigung von TSVs in Silizium stellt [317] umfangreiche Daten zum Einsatz von Additiven dar.

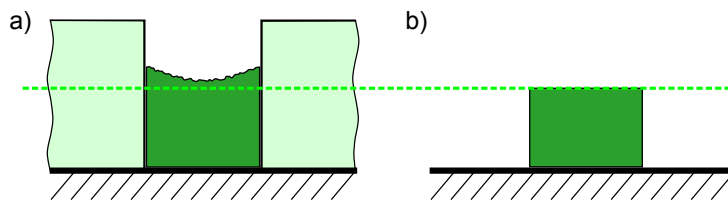


Abbildung 6.5: Vergleich der Oberflächenqualität von galvanischen Schichten: a) Direkt nach der Abscheidung in eine Photolackform mit den Effekten Randüberhöhung und texturierte Metalloberfläche, die meist keine Auswirkung auf die Funktion des Mikrosystems aufweisen und b) Planarisierung durch aufwändiges Läppen als klassischer Mikrotechnikansatz.

Kleinste Änderungen der Additivkonzentrationen im Elektrolyten wirken sich dabei stark auf die Schichteigenschaften aus, weshalb die Konzentrationen stabil gehalten werden müssen. Dies ist im Wesentlichen durch zwei Ansätze wirtschaftlich möglich: Durch Kleinst-Galvanikzellen oder großindustrielle Galvanikanlagen. Bei der Kleinst-Galvanik wird pro Abscheidvorgang eine geringe Menge an frischem Elektrolyt [318] eingesetzt, der nach einer Abscheidung entsorgt wird. Im großindustriellen Einsatz wird die Badzusammensetzung im laufenden Prozess (online) oder stichprobenartig in kurzen Intervallen (offline) analysiert. Da diese Analyseverfahren mit hohen Kosten verbunden sind, lohnt sich der Einsatz erst bei großen Fertigungsstückzahlen. Um die galvanische Abscheidung für den Bereich dazwischen wirtschaftlich interessant zu gestalten, können zusatzfreie robuste Elektrolyte zum Einsatz kommen.

6.2.1 Zusatzfreie wartungsarme Elektrolyte

Die am Institut EMK vorhandene Mikrogalvanikanlage M-O-T μ Galv [224] verfügt über zwei getrennte Galvanikzellen mit je einem Elektrolytausgleichsbehälter. Diese Behälter können jeweils ein Elektrolytvolumen von 50 l aufnehmen, d. h. ein Tausch des Elektrolyten nach jeder Abscheidung ist nicht vorgesehen. Da online oder häufige offline Analysen mit hohen Kosten verbunden sind, werden für den Betrieb zusatzfreie und wartungsarme Elektrolyte verwendet. Neben der rein wirtschaftlichen Betrachtung kann ein Verzicht auf Additive auch für geringere Schichtspannungen sorgen, die vor allem auf glatten Substraten und bei großen Strukturen im Millimeterbereich zu Haftungsproblemen führen und die Lebensdauer eines Mikrosystems reduzieren. Zur Erzeugung von Kupferopferschichten wird ein schwefelsaurer Kupferelektrolyt, für die im System verbleibenden Nickelstrukturen wird ein Nickelsulfamatelektrolyt eingesetzt. Die wesentlichen Eigenschaften der beiden Elektrolyte sind im Folgenden dargestellt:

Schwefelsaurer Kupferelektrolyt

Bei Kupfer handelt es sich wahrscheinlich um das älteste galvanotechnisch abgeschiedene Material [319]. Die Eigenschaften des schwefelsauren Kupferelektrolyten werden in [320] ausführlich beschrieben und hier zusammengefasst. Wartungsarm ist dieser Elektrolyt neben dem Verzicht auf Additive vor allem auf Grund der großen Bereiche für die inneren (d. h. die chemische Elektrolytzusammensetzung) und die äußeren Parameter (d. h. Parameter, die je Abscheidung variiert werden können). In Tabelle 6.2 sind die möglichen Wertebereiche nach [320] dargestellt, wobei die Zusammensetzung des verwendeten Elektrolyten (vgl. Tabelle 3.5) in Klammern angegeben ist.

Tabelle 6.2: Übersicht über mögliche Bereiche von inneren und äußeren Galvanikparametern bei schwefelsauren Kupferelektrolyten nach [320], wobei in Klammern die verwendete Badzusammensetzung dargestellt ist

Innere Parameter	Äußere Parameter
Kupfersulfat (Pentahydrat) 150 bis 250 g/l (150)	Temperatur 20 bis 45°C Stromdichte 10 bis 200 mA/cm ²
Kupfer 38 bis 64 g/l (38)	
Schwefelsäure 30 bis 230 g/l (220)	
Chlorid 30 bis 150 mg/l (46)	

Große Abscheideraten werden durch hohe Stromdichten (ca. 0,2 µm/min bei 10 mA/cm²) erreicht, weshalb die Leitfähigkeit des Elektrolyten möglichst groß sein muss. Durch hohe Kupfer- und Schwefelsäuregehalte steigt die Leitfähigkeit des Bades auf Grund der großen Zahl beweglicher Ionen und Moleküle an. Die Löslichkeit von Kupfersulfat hängt allerdings stark von der Schwefelsäurekonzentration ab (vgl. Tabelle 6.3), weshalb ein Optimum für die jeweilige Anwendung gefunden werden kann. Der Umrechnungsfaktor von Kupfersulfat (Pentahydrat) zu Kupfer ergibt sich über die jeweilige molare Masse und beträgt ca. 3,93 zu 1. Das verwendete Anodenmaterial ist ein Kupferblech mit einer Zulegierung von 0,03 bis 0,05 Prozent Phosphor, was die Löslichkeit des Kupfers im Elektrolyten steigert [320].

Tabelle 6.3: Löslichkeit des Kupfersulfats in Abhängigkeit des im Bad enthaltenen Schwefelsäuregehalts [320]

Schwefelsäure in g/l	Löslichkeit des Kupfersulfats in g/l
0	352
24,5	326
49	304
72,5	285
98,1	267
122,6	250

Nickelsulfamatelektrolyt

Für galvanische Prozesse ist Nickel auf Grund der wartungsarmen Elektrolyte das am weitesten verbreitete Metall [222, 320]. Die ersten umfassenden Untersuchungen zu Nickelsulfamatelektrolyten fanden 1954 statt [222]. Durch die Möglichkeit Nickelbäder mit sehr hoher Konzentration zu betreiben, können große Stromdichten und damit hohe Schichtwachsraten (ca. 0,2 µm/min bei 10 mA/cm²) erzielt werden, was vor allem für LiG im Sinne kurzer Prozesszeiten interessant ist. Auch die inneren und äußeren Parameter können bei diesem Elektrolyten in weiten Grenzen variiert werden, was in Tabelle 6.4 dargestellt ist [224]. In Klammern ist auch hier die für die vorliegende Arbeit verwendete Badzusammensetzung (vgl. Tabelle 3.4) gezeigt.

Das verwendete Anodenmaterial ist Schüttgut aus Nickel (Nickelrounds) mit einer Zulegierung eines geringen Schwefelanteils zur Steigerung der Löslichkeit im Elektrolyten. Amidosulfonsäu-

Tabelle 6.4: Übersicht über mögliche Bereiche von inneren und äußeren Galvanikparametern bei Nickel-sulfamatelektrolyten nach [224], wobei in Klammern die verwendete Badzusammensetzung dargestellt ist

Innere Badparameter	Äußere Badparameter
Nickelsulfamat 200 bis 600 g/l (275)	Temperatur 25 bis 60°C
Nickelchlorid 0 bis 30 g/l (0)	Stromdichte 10 bis 320 mA/cm ²
Borsäure 30 bis 45 g/l (35)	
pH-Wert von 3,5 bis 4,5 (4)	

re dient als Puffersubstanz, mit welcher der pH-Wert durch automatische Nachdosierung im gewünschten Bereich gehalten wird [224]. Im Gegensatz zu [321] wird trotz der besseren magnetischen Eigenschaften keine Nickel-Eisen-Legierung abgeschieden. Gründe dafür sind die aufwändigere Galvanikanlage, die notwendige ständige Kontrolle des Eisenanteils im Elektrolyten und die zusätzliche Abhängigkeit des Eisengehalts in den abgeschiedenen Schichten von Stromdichte und Lackformgeometrie [322], was die Komplexität deutlich erhöht.

6.2.2 Haftungsverbesserung von galvanischen Schichten

Zur Steigerung der Haftung zwischen zwei hintereinander abgeschiedenen galvanischen Schichten ist es sinnvoll beim Entwurf des Mikrosystems einen mechanischen Formschluss vorzusehen. Im Gegensatz zu den beiden ausschließlich aufeinander liegenden Schichten in Abbildung 6.6 a) erfolgt dieser Formschluss in Abbildung 6.6 b) über die Kante der ersten Schicht hinweg. Auf die zweite Schicht wirkende Kräfte können dadurch besser aufgenommen und zum Substrat hin abgeleitet werden.

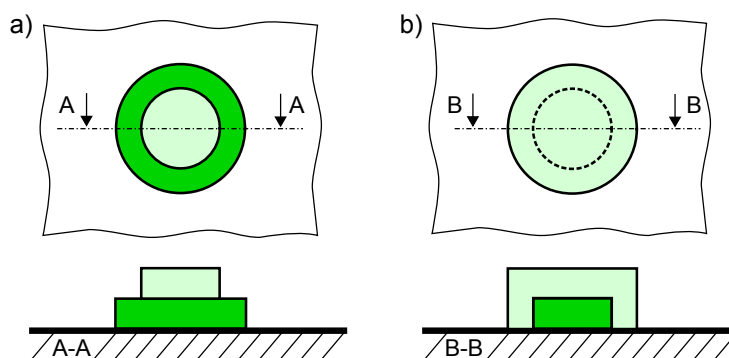


Abbildung 6.6: Schichtabfolge von zwei galvanischen Metallstrukturen als Draufsicht und Schnittdarstellung: a) Ohne mechanischen Formschluss und b) unter Anwendung eines mechanischen Formschlusses zur Steigerung der Haftung zwischen beiden Schichten.

Im dargestellten Fall von zwei aufeinanderliegenden Galvanoschichten, aber auch im Fall der Abscheidung einer galvanischen Schicht auf einer dünnen metallischen Startschicht wird die Haftung auch durch chemische Vorbehandlung verbessert [320]. In der Regel bildet sich auf der vorhandenen Metalloberfläche eine dünne Oxidschicht, die vor einer Abscheidung von weiterem Metall entfernt werden muss, da sie anderenfalls als Zwischenschicht eingelagert wird. Das Aktivie-

rungsmedium ist materialabhängig und wird im Folgenden für die beiden verwendeten Metalle beschrieben.

Zum Entfernen von Kupferoxidschichten eignet sich 10 %-ige Schwefelsäure, die je nach Oxidationsgrad in der Größenordnung von 30 bis 60 s einwirken soll. Für die Aktivierung von Nickel schlägt [320] eine Lösung aus 80 g/l Salzsäure und 50 g/l Natriumchlorid vor. Auch hier liegt die Applikationszeit im Bereich von 30 bis 60 s. Um Metallschichten auch bei Photolackformen mit hohem Aspektverhältnis sicher zu aktivieren, sollte grundsätzlich „nass in nass“ gearbeitet werden. Dabei wird der Wafer nach dem Entwickeln in einem wasserbasierten Entwickler mit deionisiertem Wasser (DI-Wasser) gespült, wie beschrieben aktiviert und direkt galvanisch beschichtet.

6.2.3 Optimieren der Nickelschichtqualität

Beim Einsatz von Photolacken als Galvanoform werden trotz gründlicher Spülung des entwickelten Wafers Spuren von Entwickler- und Photolackrückständen in den Elektrolyten verschleppt. Diese organischen Partikel können die Galvanoformung negativ beeinflussen oder sogar in die Schicht eingebaut werden, was häufig die Schichtlebensdauer reduziert und die mechanischen Spannungen erhöht. Darüber hinaus können sie als Keime für die Anlagerung von Gasbläschen fungieren, die ebenfalls mit ähnlichen Folgen in die Schicht eingebaut werden. Um diese organischen Rückstände im laufenden Betrieb zu entfernen, wird ein Aktivkohlefilter in den Nickelelektrolytkreislauf (vgl. Abbildung 6.7 a) eingebracht. Der Kreislauf der Mikrogalvanikanlage M-O-T μ Galv beginnt im Ausgleichsbehälter, in dem die Temperierung des Bades vorgenommen wird. Eine Pumpe transportiert den Elektrolyten durch den Filtertopf mit Partikel- und Aktivkohlefilter in die eigentliche Galvanikzelle. In der Zelle befindet sich ein rotierender Substrathalter (Kathode), die Anode und ein Überlauf, der den Elektrolyten wieder zum Ausgleichsbehälter leitet. Im Fall des Kupferelektrolyten ist dagegen eine ständige Aktivkohlefilterung nicht möglich, da das Chlorid vom Filter adsorbiert wird und sich die Badzusammensetzung ändert.

Da auf Grund der anderenfalls langen Prozesszeiten für große Nickelschichtdicken hohe Abscheideraten und damit hohe Stromdichten notwendig sind, findet parallel zur Abscheidung von Metall auch immer eine Umwandlung der gelösten Wasserstoffionen in Wasserstoff statt [224]. Wie oben beschrieben können sowohl der gelöste Wasserstoff, als auch Gasbläschen mit in die Schicht eingebaut werden, dort mechanische Spannungen hervorrufen und zur Versprödung führen. Um die Einlagerungen zu minimieren, wird die Nickel-Elektrolytanströmung auf den Wafer optimiert. Bei [224] findet die Anströmung noch parallel zum Wafer statt, was in dieser Arbeit auf senkrecht zur Waferoberfläche geändert wird. Der entsprechende Ausschnitt aus Abbildung 6.7 a) ist in Abbildung 6.7 b) vergrößert dargestellt. Dabei dient ein Titankorb mit Nickelrounds als Anode, der Wafer wird in einer rotierenden Halterung (Kathode) gespannt und elektrisch kontaktiert, wobei die Anströmung über eine auf der Feldblende angebrachten Schlitzdüse erfolgt. Die Funktion der Feldblende wird im nächsten Abschnitt näher behandelt. Durch die senkrechte Anströmung bei gleichzeitiger Rotation werden zwei Effekte erreicht: Zum einen wird frischer Elektrolyt in die Abscheidezone transportiert, d. h. auf Grund der höheren Metallionenkonzentration wird weniger Wasserstoff umgesetzt. Zum anderen wird der dennoch umgesetzte Wasserstoff besser von der Waferoberfläche weggespült, d. h. auch hier wird die Menge von Gasbläschen und die Entstehung von großen Blasen deutlich reduziert.

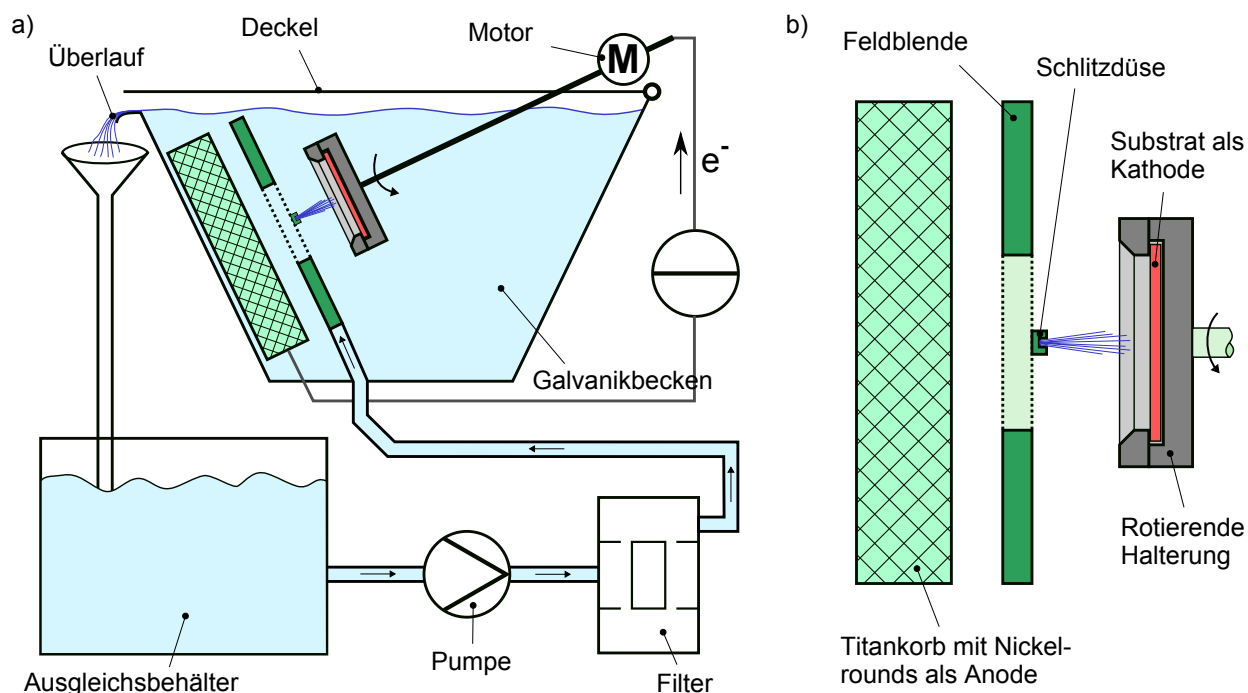


Abbildung 6.7: Schematische Zeichnungen der am Institut EMK vorhandenen Mikrogalvanikanlage M-O-T μ Galv: a) Elektrolytkreislauf über Ausgleichsbehälter mit Temperierung, Pumpe und Filtertopf mit Aktivkohle- und Partikelfilter in die Elektrolysezelle. Über den Überlauf fließt der Elektrolyt zurück in den Ausgleichsbehälter und b) vergrößerte Ansicht des Galvanikbeckens mit Titankorb und Füllung aus schwefeldepolarisierten Nickelrounds (Anode), einer Feldblende mit aufgesetzter Schlitzdüse zur senkrechten Substratanströmung und der rotierenden Waferhalterung (Kathode).

Neben diesen anlagenseitigen Optimierungen muss auch der zur Abscheidung verwendete Photolack möglichst frei von Lösemitteln, d. h. möglichst hart, sein. Unter Einwirkung der Badtemperatur von 45°C wird der Lack ansonsten weich und weiteres Lösemittel tritt aus, was zum einen den Elektrolyten verunreinigt, zum anderen aber auch die Anhaftung von Gasblasen begünstigt und das Abformergebnis negativ beeinflusst.

6.2.4 Optimierte Galvanoformen

Beim Verzicht auf den oben genannten Läppprozess, ist die direkt nach der galvanischen Abscheidung erzielte Dickenvariation der Metallstrukturen entscheidend. Neben anderen Effekten, wie beispielsweise die unterschiedlichen Elektrolyt-Transportmechanismen (z. B. fast ausschließlich Diffusion bei sehr kleinen Kanälen), ist im Bereich der betrachteten Strukturbreiten von 50 μ m bis wenigen Millimetern im Wesentlichen die Stromdichteverteilung über dem Wafer für die Dickenhomogenität verantwortlich [323]. In Abbildung 6.8 a) ist ein Schnitt durch Anode (Titankorb) und Kathode (Wafer) mit zugehöriger Stromdichteverteilung dargestellt, wobei eine deutliche Konzentration zum Waferrand hin zu erkennen ist. Die Feldblende dient zum Einschnüren und damit zum Parallelisieren der Stromdichtelinien in Wafernähe. Für eine homogene Schichtdicke über den gesamten Wafer reicht diese Maßnahme (vgl. Abbildung 6.8 b) A-A) allerdings nicht aus.

Die Stromdichte nimmt dennoch zur Wafermitte hin ab, was in zunehmend dünner werdenden Strukturen resultiert.

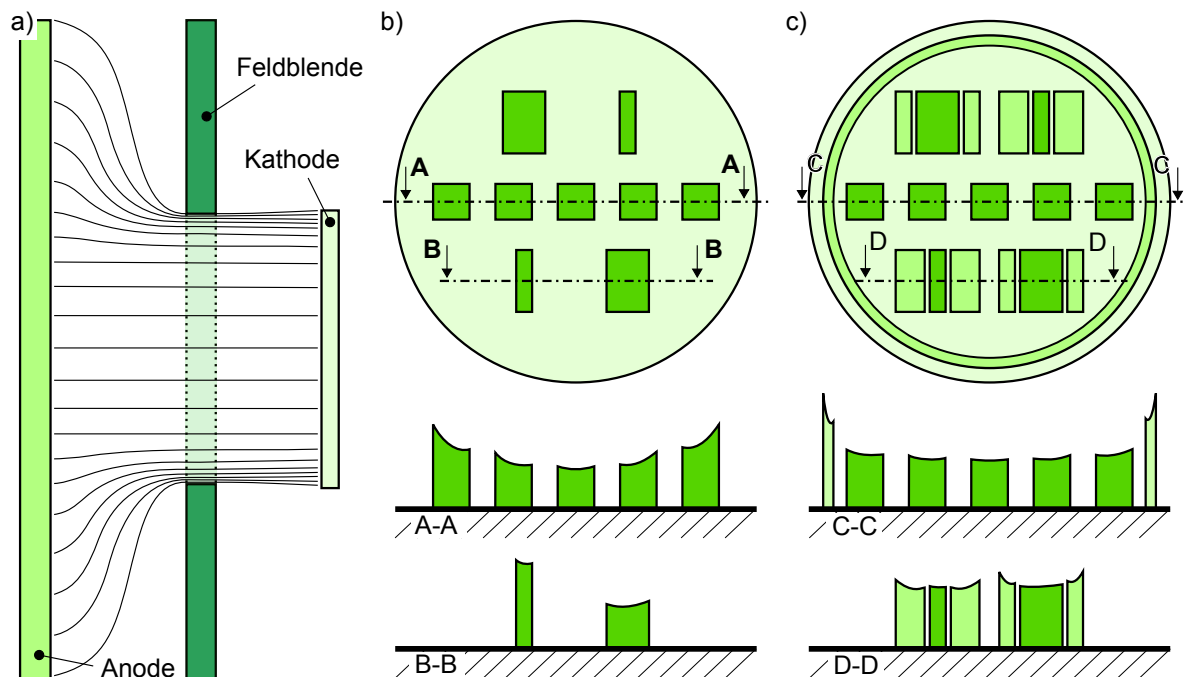


Abbildung 6.8: Auswirkung der Stromdichteverteilung auf die Schichtdicken der galvanisch abgeschiedenen Strukturen: a) Stromdichteverteilung zwischen Anode und Kathode mit einer deutlichen Konzentration zum Wafer-Rand hin, b) Schnitt A-A: Konsequenz dieses Sachverhalts in Form eines Schichtdickenanstiegs hin zum Wafer-Rand, Schnitt B-B: Konsequenz der lokalen Stromdichteverteilung ist eine höhere Schichtdicke von Strukturen mit geringerem Flächenverhältnis F_A von Struktur zu umliegendem Photolack und c) Möglichkeiten zur Homogenisierung der Stromdichteverteilung: Schnitt C-C: Hinzufügen eines Hilfselektrodenrings verbessert die Homogenität über den gesamten Wafer, Schnitt D-D: Hinzufügen von Hilfsstrukturen erzeugt ein nahezu identisches Flächenverhältnis F_A und verbessert die Dickenvariation einzelner Mikrostrukturen.

Um den in Abbildung 6.8 b) A-A gezeigten Effekt zu reduzieren, wird in dieser Arbeit ein Hilfselektrodenring im Bereich des Wafer-Randes eingeführt, der dafür sorgt, dass sich die trotz Feldblende vorhandene Stromdichteüberhöhung am Wafer-Rand im Wesentlichen auf den Hilfselektrodenring auswirkt. Die Strukturen im Innenbereich der Hilfselektrode werden auf diese Weise mit einer annähernd homogenen Stromdichte abgeschieden, was in Abbildung 6.8 c) C-C verdeutlicht ist. Bei dünnen metallischen Startschichten kann der elektrische Widerstand und die daraus resultierende Auswirkung auf die Stromdichteverteilung nicht vernachlässigt werden. In [315] wird dazu eine Auslegung einer strukturierten Startschicht gezeigt, bei der die Leiterbahnbreiten so angepasst sind, dass die resultierende Stromdichte über die gesamte Waferfläche nahezu konstant ist. Der endliche Startschichtwiderstand wirkt sich aber auch auf die Kontaktierung des Wafers aus. Meist wird der Wafer mit drei bis sechs diskreten elektrischen Kontakten mit der Substrathalterung der Galvanikanlage verbunden. Der eingeführte Hilfselektrodenring hilft auch hier die resultierende Stromdichteverteilung innerhalb des Rings zu homogenisieren.

Genau wie bei der Einschnürung der Stromdichtelinien durch die Feldblende, findet dieser Effekt auch innerhalb der Waferfläche im Bereich einzelner Strukturen statt. Vergleicht man die Schichtdicke einer kleinen Struktur mit viel umliegendem Photolack (d. h. geringes Flächenverhältnis $F_A = A_S/A_L$ von Strukturfläche A_S zu Photolackfläche A_L) mit einer großen Struktur mit weniger umliegendem Photolack (d. h. großes Flächenverhältnis F_A), so ist diese deutlich höher (vgl. Abbildung 6.8 b) B-B). Ähnlich wie beim Hilfselektrodenring für den gesamten Wafer kann dieser Effekt auch lokal durch Hilfsstrukturen in der Nähe der Sollstrukturen stark reduziert werden. Die in Abbildung 6.8 c) D-D gezeigten Hilfsstrukturen links und rechts von den beiden Sollstrukturen sorgen für ein annähernd identisches Flächenverhältnis von Struktur zu Photolack und damit für eine ähnliche Stromdichteverteilung in beiden Regionen, was ein gleichmäßiges Schichtwachstum erzeugt. Wenn die Hilfsstrukturen nicht im späteren Mikrosystem verbleiben dürfen, können sie beispielsweise auf einer Kupferopferschicht abgeschieden und am Ende durch selektives Ätzen des Kupfers entfernt werden.

6.2.5 Permeabilität von galvanischem Nickel

Im Stand der Technik sind keine Untersuchungen zur Permeabilität von galvanischem Nickel aus zusatzfreien Bädern bekannt, wohingegen es für Nickel-Eisen-Legierungen Untersuchungen gibt (z. B. [324]). Daher wurden eigene Untersuchungen im öffentlich geförderten Projekt BMBF INSIGHT (Integrationsorientierte Verfahren zur Herstellung hybrider Mikrosysteme) [17] angestellt. Bei dieser Untersuchung werden die inneren Parameter konstant gehalten, die äußeren Parameter dagegen in je zwei Stufen variiert (vgl. Tabelle 6.5). Um die notwendige Probenanzahl auf ein fertiges Maß zu reduzieren, wird ein zweistufiger, fraktionell faktorieller Screening-Plan herangezogen [325]. Dabei werden zwei Dreifaktorwechselwirkungen und eine Vierfaktorwechselwirkung vernachlässigt, was einen Versuchsumfang von $2^{8-3} = 32$ Proben ergibt. Zur statistischen Planung wird dabei die Software Minitab 16 eingesetzt.

Tabelle 6.5: Übersicht über die Werte der variierten äußeren Parameter für die statistische Untersuchung der relativen Permeabilität von galvanischem Nickel [18]. Die inneren Parameter bleiben bei den Versuchen konstant.

Parameter	Min	Max
Temperatur in °C	40	50
Stromdichte in A/dm ²	1	10
Puls-Pause-Verhältnis	7/3	9/1
Pulse-Plating-Frequenz in Hz	10	100
Anströmung in l/min	4	10
Kathoden-Rotation in U/min	7,5	34
Schichtdicke in µm	25	200

Pro Abscheideparametersatz muss ein Wafer gefertigt werden, der aus Gründen der Redundanz unter anderem 28 Nickelbalken mit lateralen Abmessungen von $0,8 \cdot 5 \text{ mm}^2$ enthält (vgl. Abbildung 6.9). Bei den verwendeten Substraten handelt es sich um thermisch oxidierte Siliziumwafer, die keine leitfähige Verbindung zwischen Silizium und Nickelprobe aufweisen und die Messungen nicht beeinflussen. Die Galvanoform für die Nickelproben besteht auf Grund der hohen Schicht-

dicken aus dem negativen Photoresist AZ 125nXT, der im folgenden Abschnitt näher beschrieben wird. Die am Institut EMK gefertigten Proben werden am Institut für Mikroproduktionstechnik (IMPT) in Hannover mit Hilfe eines Vibrationsmagnetometers (vgl. Abbildung 6.9) im Hinblick auf ihre magnetischen Eigenschaften charakterisiert.

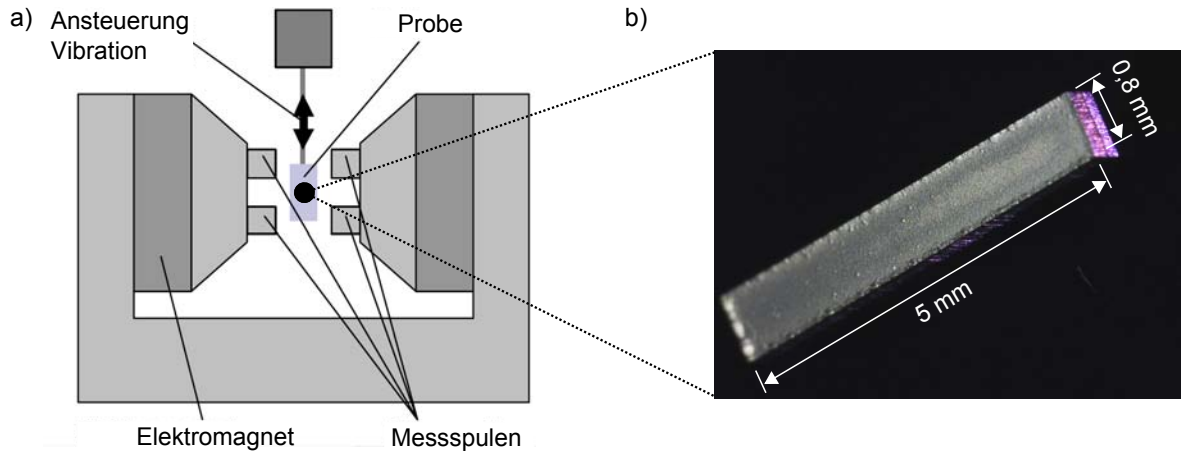


Abbildung 6.9: Messung der relativen Permeabilität: a) Schematische Darstellung eines Vibrationsmagnetometers mit b) lichtmikroskopischer Aufnahme einer gefertigten Nickelprobe mit lateralen Abmessungen von $0,8 \cdot 5 \text{ mm}^2$ [18].

Aufgrund der balkenförmigen Probengeometrie ergibt sich bei der Messung mit dem Vibrationsmagnetometer ein nicht vollständig geschlossener Magnetkreis, wodurch sich in der Probe neben dem internen Feld H_{int} ein entmagnetisierendes Magnetfeld H_{demag} aufbaut. Dieser Umstand erfordert eine Korrektur der gemessenen relativen Permeabilitätswerte μ_r . Das Entmagnetisierungsfeld ist dabei definiert als $H_{\text{demag}} = -DM$, wobei M die Magnetisierung in der Probe und D der Entmagnetisierungsfaktor sind. Das Entmagnetisierungsfeld muss bei der Korrektur vom angelegten Magnetfeld H_{appl} abgezogen werden, was in Abbildung 6.10 graphisch veranschaulicht ist [326].

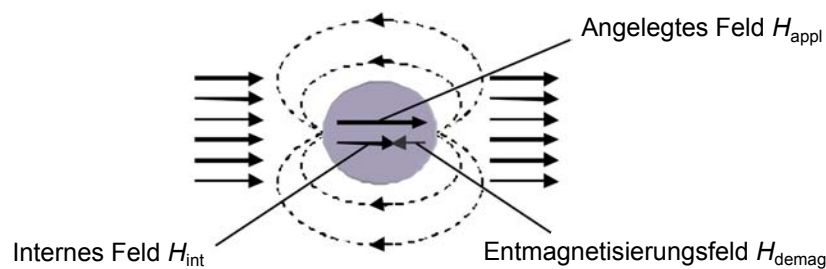


Abbildung 6.10: Offener Magnetkreis mit resultierendem Entmagnetisierungsfeld H_{demag} als Grund für die notwendige Korrektur der gemessenen relativen Permeabilität [326].

Der dafür notwendige Korrekturfaktor ist nur bei zylindrischen Strukturen exakt berechenbar und kann für rechteckige Strukturen nur näherungsweise bestimmt werden. Zur Korrektur gibt es mehrere Ansätze, wobei der hier verwendete Algorithmus in [327] vorgestellt wird. Für die korrigierte relative Permeabilität ergeben sich Werte im Bereich von 18 bis 60, was unterhalb der veröffentlichten Werte von Bulk-Nickel (ca. 110 und 600) liegt. Die unkorrigierten Werte bewegen sich im Intervall von 17 bis 35. Die abgeschätzte Messunsicherheit bei der Charakterisierung liegt in der Größenordnung von 15%. Die höchste relative Permeabilität von 60 ergibt sich für galvanisch

abgeschiedenes Nickel mit dem in Tabelle 6.6 dargestellten Parametersatz. Die unkorrigierte und zugehörige korrigierte Hystereseschleife ist in Abbildung 6.11 dargestellt.

Tabelle 6.6: Kombination der äußeren Parameter, bei der sich im Rahmen der Untersuchungen die höchste relative Permeabilität von 60 für galvanisch abgeschiedenes Nickel ergibt

Parameter	Wert
Temperatur in °C	40
Stromdichte in A/dm ²	1
Puls-Pause-Verhältnis	9/1
Pulse-Plating-Frequenz in Hz	100
Anströmung in l/min	4
Kathoden-Rotation in U/min	7,5
Schichtdicke in µm	200

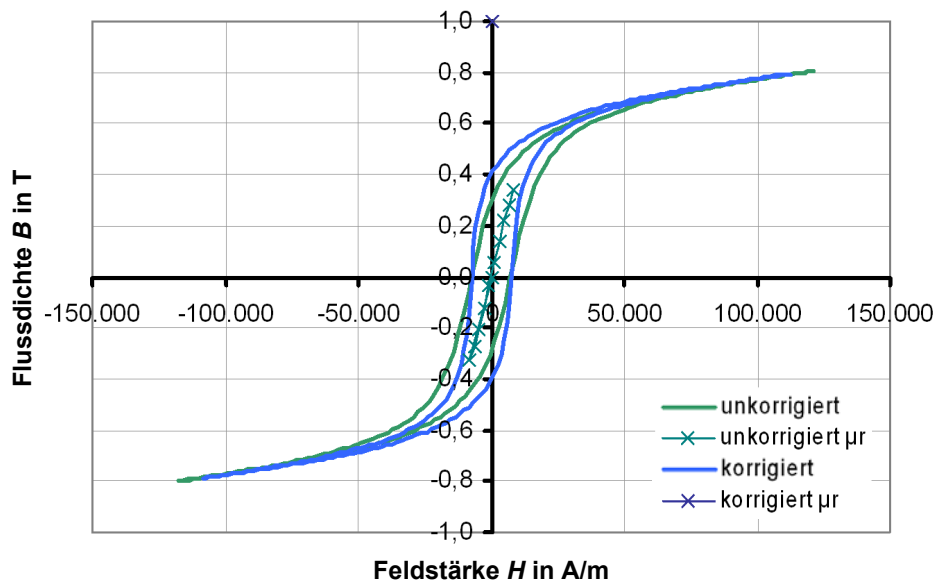


Abbildung 6.11: Hystereseschleife für die galvanische Nickelprobe mit der größten relativen Permeabilität von 60 mit den in Tabelle 6.6 dargestellten Parametern [326].

Die Auswertung des statistischen Versuchsplans zeigt den Einfluss der einzelnen Parameter mit Hilfe von Haupteffektdiagrammen, die in Abbildung 6.12 dargestellt sind. Erkennbar ist, dass die Schichtdicke den größten Einfluss auf die relative Permeabilität aufweist, was sich mit den übrigen Messdaten deckt, bei denen Strukturen mit einer lateralen Abmessung von $0,2 \cdot 5 \text{ mm}^2$ bei gleicher Schichtdicke ebenfalls kleinere Werte aufweisen. Unklar ist allerdings, ob es sich bei diesem Effekt um einen systematischen Messfehler oder einen tatsächlichen Einfluss der Geometrie auf die Permeabilität handelt. Nach [224] führt eine hohe Stromdichte zu porösen Schichten, nach [328] führt sie zu großen Metallkörnern, d. h. zu großen Weiß'schen Bezirken. Scheinbar überwiegt in Bezug auf die Permeabilität der Effekt der Fremdstoffeinlagerung, was in Abbildung 6.12 zu sehen ist. Über den bei niedrigeren Badtemperaturen ansteigenden Effekt der Fremdstoffeinlagerung lassen sich auch die im Diagramm sichtbaren geringeren relativen Permeabilitäten erklären. Da eine grö-

ßere Anströmung zu kleineren Metallkörnern führt [224], ist auch dieses Haupteffektdiagramm vermutlich auf Grund schrumpfender Weiß'scher Bezirke erklärbar. Die übrigen Parameter weisen nur einen sehr geringen Einfluss auf die relative Permeabilität auf und werden nicht weiter diskutiert.

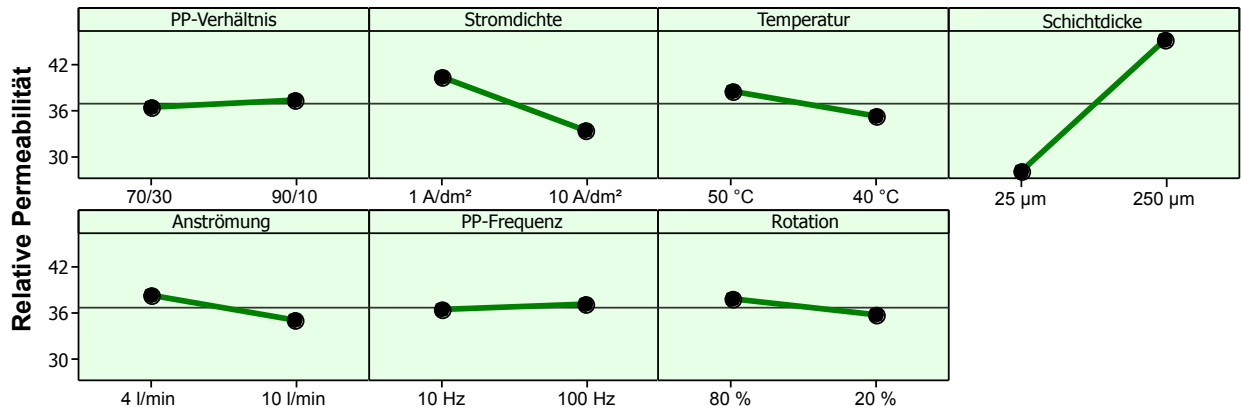


Abbildung 6.12: Untersuchungsergebnisse der relativen Permeabilität von Nickel in Abhängigkeit der äußeren Galvanikparameter: Haupteffektdiagramme aus der statistischen Versuchsplanung, wobei Schichtdicke, Stromdichte, Temperatur und Anströmung einen Einfluss auf die relative Permeabilität aufweisen.

6.3 Dickschicht-UV-Tiefenlithographie

Zur Fertigung der für die Mikrogalvanik notwendigen verlorenen Formen des Kontaktsystems, aber auch zur Herstellung der polymeren Ausdehnungskörper der Mikroaktorik sind dicke strukturierte Photolacke im Bereich von einigen hundert Mikrometern Schichtdicke erforderlich, da die erreichbaren Kräfte mit zunehmender Höhe der jeweiligen Struktur ansteigen. In dieser Arbeit kommen der Negativresist AZ 125nXT als einfach entfernbares Galvanoform und der Negativresist SU-8 2025 als im System verbleibendes Funktions- und Konstruktionsmaterial zum Einsatz. Für galvanische Abformungen für Leiterbahnen und Kupferopferschicht bei Schichtdicken bis 50 µm wird auf Grund der robusten und schnellen Prozessierbarkeit der Positivresist AZ 9260 verwendet. Verwendbare Photoresiste für hohe Lackdicken sind in Tabelle 6.7 zusammengefasst. Im Folgenden werden zunächst die untersuchten technologischen Aspekte der Dickschicht-UV-Tiefenlithographie und anschließend die beiden verwendeten Photolacke detailliert dargestellt.

6.3.1 Gießen als Alternative zum Schleuderprozess

Die klassischerweise in der Mikroelektronik und Mikrosystemtechnik angewandte Schleudertechnik zum Aufbringen von Photolacken nutzt den lackspezifischen Zusammenhang zwischen Schleuderdrehzahl und resultierender Schichtdicke [343]. Dabei wird der Photolack auf den Wafer aufgebracht und anschließend bei Drehzahlen bis etwa 5000 U/min gleichmäßig verteilt, was im Bereich des Waferrandes auf Grund der Kante zu Randüberhöhungen führt. Durch das Abschleudern des überflüssigen Resists tritt erheblicher Materialverlust auf, der sich letztlich in den Fertigungskosten niederschlägt. Um höhere Schichtdicken im drei- und vierstelligen Mikrometerbereich zu erreichen, werden häufig Mehrfachbelackungen durchgeführt. Dabei wird der Resist nach jedem

Tabelle 6.7: UV-Photoresiste zur Herstellung von hohen Schichtdicken, wobei in der Literatur 100 µm bereits als „hoch“ verstanden werden

Bezeichnung	Polarität	Maximale Schichtdicke	Quelle
AZ 9260	positiv	150 µm	[329]
AZ 40XT	positiv	200 µm	[82]
AR-N 4400 (CAR44)	negativ	100 µm	[330, 331]
JSR THB-430N	negativ	130 µm	[332, 333]
Intervia BPN	negativ	160 µm	[334–336]
KMPR	negativ	180 µm	[337, 338]
DiaPlate 133	negativ	500 µm	[339]
AZ 125nXT	negativ	800 µm	[14]
SU-8 2025	negativ	1 mm	[220, 340]
LF55GN	negativ	4 mm	[341, 342]

Belackungsschritt gebacken und der gesamte Prozess wird so lange wiederholt, bis die gewünschte Schichtdicke vorliegt. Weitere Arten der Lackaufbringung im Bereich der dünnen Schichten, wie Sprühbelackung und Tauchbelackung, werden in [221] gezeigt.

Um die beiden beschriebenen Effekte Randüberhöhung und Materialverlust zu vermeiden, wird in dieser Arbeit das Gießen als Alternative zum Aufschleudern untersucht. Dabei wird der Lack durch langsame Rotation auf dem Substrat verteilt, wobei sich mit Hilfe der Gewichtskraft auf einer horizontal ausgerichteten Heizplatte eine gleichmäßige Schichtdicke einstellt. Dieser Mechanismus funktioniert auf Grund der Fließeigenschaften bei AZ 125nXT und SU-8 2025 erst ab einer Zielschichtdicke von 150 bis 200 µm. Die aufzubringende Photoresistmenge kann über die belackte Fläche, die Sollschichtdicke und den Lösemittelgehalt im frischen Resist bzw. nach dem Softbake berechnet werden. In Abbildung 6.13 ist der Vergleich eines Wafers mit gegossener und zweifach geschleuderter AZ 125nXT Schicht dargestellt. Neben einer signifikanten Materialersparnis (2 x 4 ml gegenüber 1 x 5,2 ml) kann die Dickenvariation um fast eine Größenordnung von 50,4 µm auf 6,2 µm bzw. von ca. 12% auf 1,5% reduziert werden.

Verfügt der Wafer bereits über eine Vorstrukturierung im dreistelligen Mikrometerbereich (z. B. das elektrische Kontaktsystem), die in der Größenordnung der Zielschichtdicke liegt, so kann der Schleuderprozess nicht mehr angewendet werden. Der Photoresist fließt in diesem Fall senkrecht zur Drehachse links und rechts an den Strukturen vorbei, wobei sich hinter den Strukturen unbedeckte Flächen und somit eine nur teilweise geschlossene Schicht ergeben. Ist die Zielschichtdicke mindestens so groß wie die bestehende Vorstrukturierung, kann der Wafer mit Hilfe des Gießprozesses belackt werden. Das Ergebnis nach dem Gießen, Verteilen, Homogenisieren durch die Gewichtskraft (gestrichelte Linie) und dem Backen (durchgezogene Linie) ist in Abbildung 6.14 a) dargestellt. Bei einer nachfolgenden Belichtung liegt die Maske auf den resultierenden Fotolackbergen auf, wodurch sich in vielen Bereichen des Wafers ein von Vorstrukturierung und Lackdicke abhängiger Abstand im zwei bis dreistelligen Mikrometerbereich ergibt. Ein derartiger Abstand macht das Belichtungsergebnis auf Grund der auftretenden Beugung an der Lithographiemaske unbrauchbar [221].

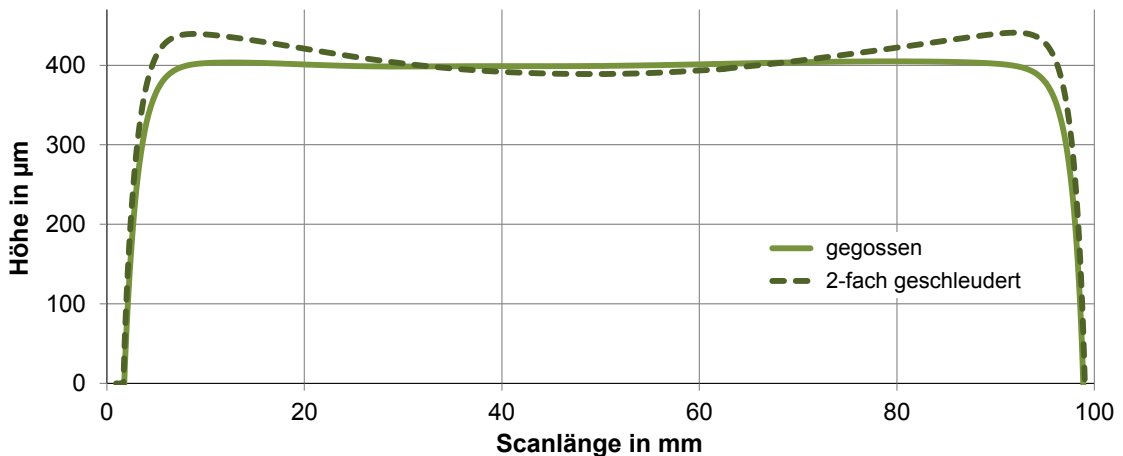


Abbildung 6.13: Messungen der Höhenprofile von gegossener und zweifach geschleudelter AZ 125nXT Photolackschicht auf einem 4-Zoll-Siliziumwafer mit maximalen Schichtdickenunterschieden von 50,4 µm im geschleuderten und 6,2 µm im gegossenen Fall.

Um die in Abbildung 6.14 a) dargestellte Schicht dennoch belichten zu können, kann eine vorhergehende mechanische Einebnung durchgeführt werden. Dazu wird in dieser Arbeit ein neuartiges Verfahren eingeführt, das im Folgenden näher beschrieben wird. Wie in Abbildung 6.14 b) gezeigt, wird auf den Photoresist ein vollständig vernetztes Silikonkissen mit geringfügig größerem Durchmesser aufgelegt. In einer Vakuumkammer wird der Schichtstapel evakuiert, so dass sich das Silikonkissen vollständig an die Lackoberfläche anlegt (vgl. Abbildung 6.14 c). Die eigentliche Homogenisierung geschieht bei einem kurzen Backschritt, der den Resist erweicht und in geringem Umfang fließen lässt. Dazu wird der Schichtstapel um 180° gedreht auf einer Heizplatte solange erwärmt, bis die intrinsische Rückstellkraft des Silikonkissens die Unebenheiten im Resist einebnet. Nach dem Abkühlen und dem Abziehen des wiederverwendbaren Silikonkissens, ergibt sich die in Abbildung 6.14 d) gezeigte Lackstruktur, die sehr gut im Kontaktmodus belichtbar ist.

6.3.2 Justage auf rauen teiltransparenten Substraten

Bei einem Mehrmasken-Lithographieprozess hängt die Qualität des gefertigten Mikrosystems maßgeblich von der Genauigkeit der Justage der einzelnen Maskenebenen zueinander ab. Die Justage und die anschließende Belichtung geschieht in der Mikroelektronik und in der Mikrosystemtechnik fast immer mit einem Mask Aligner (Maskenjustierbelichter), mit dessen Hilfe Justagemarken auf der Maske mit Marken auf dem zu belichtenden Substrat in Deckung gebracht werden. Am Institut EMK geschieht dies beim vorhandenen Mask Aligner Suss MA-56 M mittels Lichtmikroskop und handgesteuerter Positionierantriebe. In modernen Geräten läuft die Positionierung halb- oder vollautomatisiert mit Hilfe von Kamerasystemen und entsprechender Bildverarbeitung ab. In beiden Fällen ist für eine hohe Genauigkeit ein großer Kontrast zwischen Substrat- und Maskenjustagemarke erforderlich, der bei gerichtet reflektierenden Substraten (z. B. Silizium) vorhanden ist (vgl. Abbildung 6.15 a).

Wie in Abbildung 6.15 b) gezeigt, ist der Anteil des um 180° reflektierten Lichts auf Grund der diffusen Reflexion beim Einsatz von rauen Substratmaterialien (vgl. 6.1.1) deutlich geringer. Der Kontrast der optischen Abbildung im Mikroskop bzw. Kamerasystem nimmt dadurch ab und der

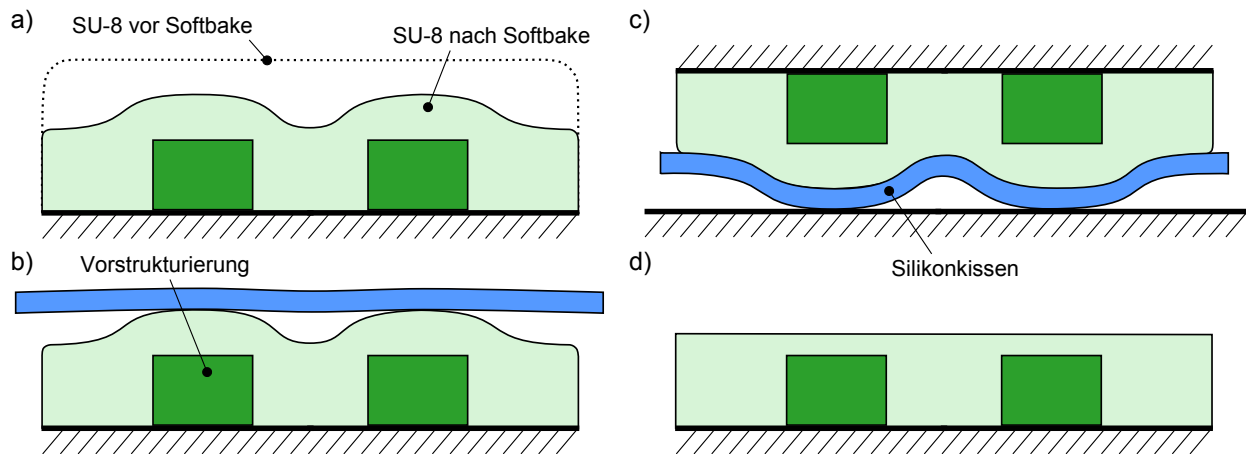


Abbildung 6.14: Prozessierung einer Dicklackschicht trotz bestehender Vorstrukturierung der Lackoberfläche: a) Resist nach Gießen und Homogenisieren (gestrichelte Linie) bzw. nach Softbake (durchgezogene Linie) mit großer Schichtdickenvariation, b) Auflegen eines vollständig vernetzten Silikonkissens mit anschließender Evakuierung in einer Vakuumkammer, c) Erwärmen des Resists in um 180° gedrehter Position, wodurch Unebenheiten ausgeglichen werden und d) homogene Resistdicke nach Abkühlen und Abziehen des Kissens.

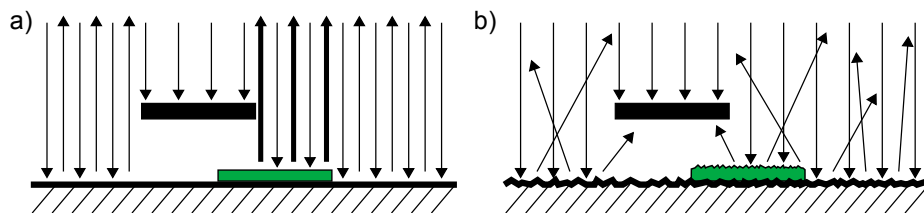


Abbildung 6.15: Ausrichten von Justagemarken auf Substrat und Lithographiemaske mit Hilfe von herkömmlichem Auflichtmikroskop: a) Hoher Kontrast bei gerichtet reflektierenden Substraten und b) geringer Kontrast bei diffus reflektierenden Substraten.

Justagefehler steigt. Besonders kritisch ist die Justage von Photoresisten im Bereich einiger hundert Mikrometer Schichtdicke. Dort wird der Kontrast zusätzlich auf Grund des langen Wegs des Lichts durch die Resistschicht verschlechtert. Bei alten Mask Alignern ohne digitale Bildverarbeitung weisen die eingesetzten Justiermikroskope einen festen Tiefenschärfebereich von weniger als $100\text{ }\mu\text{m}$ auf, wodurch bei dicken Lacken Substrat und Maske nie gleichzeitig scharf gestellt werden können. Bei ohnehin schlechtem Kontrast sorgt dieser Umstand zusätzlich zu großen lateralen Justagefehlern bis zu $50\text{ }\mu\text{m}$.

Abhilfe für den schlechten Kontrast schafft der Umbau der Mikroskopbeleuchtung von einer Auflicht- zu einer Durchlichtvariante. Dabei werden die teiltransparenten Eigenschaften der alternativen Substratmaterialien Keramik und FR-4 ausgenutzt. Wie in Abbildung 6.16 a) gezeigt, wird mit Hilfe einer roten Leuchtdiode Licht auf die Substratunterseite gebracht. Die Lichtstärke der Quelle muss dabei auf Grund der hohen Absorption im Substrat groß sein. Die Justagemarken auf dem Substrat dienen als Schattenmaske und verhindern eine Transmission des Lichts in den bedeckten Bereichen. Im Lichtmikroskop entsteht das in Abbildung 6.16 b) dargestellte optische Bild eines rot leuchtenden Kreuzes auf dem Substrat, das von einem schwarzen Kreuz auf der Maske vollständig überdeckt sein muss. Die Justage ist dann erfolgreich abgeschlossen, wenn kein

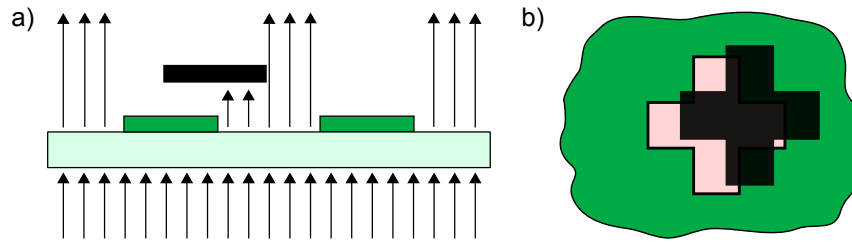


Abbildung 6.16: Ausrichten von Justagemarken auf Substrat und Lithographiemaske mit Hilfe eines Durchlichtmikroskops: a) Hoher Kontrast auch bei diffus reflektierenden Substraten und b) resultierendes Justagebild von leuchtendem roten Kreuz auf Substrat mit schwarzem Kreuz auf der Lithographiemaske.

rotes Licht zum Mikroskop gelangt, d. h. Substrat und Lithographiemaske liegen korrekt übereinander. Auf diese Weise lässt sich der Justagefehler auch bei dicken Photolacken zuverlässig auf unter $20\ \mu\text{m}$ reduzieren.

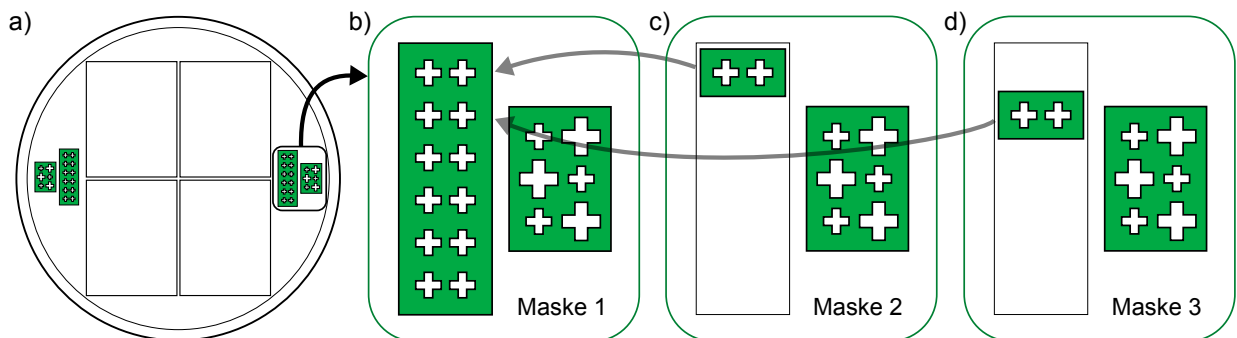


Abbildung 6.17: Fern- und Nahordnung der Justagemarken zum Ausrichten und Belichten von Mehrmaskenprozessen: a) Justagemarken auf gegenüberliegenden Seiten des Wafers als Fernordnung, b) Nahordnung eines redundanten Justagemarkenblocks mit (links) Definition der einmal verwendeten und (rechts) der mehrfach verwendeten Marken, c) Aufgreifen der ersten beiden einmal verwendeten Justagekreuze bei der zweiten Maske und d) exemplarisches Aufgreifen der nächsten beiden einmal verwendeten Justagekreuze für die dritte Maske.

Die Fernordnung der Justagemarken auf dem Wafer ist in Abbildung 6.17 a) dargestellt. Die beiden gegenüberliegenden Markenblöcke sind notwendig, um eine Rotation zwischen Wafer und Maske zu erkennen und diese korrigieren zu können. Um die größtmögliche Sicherheit gegen Bedienfehler beim Justieren zu erzielen, dürfen die Justagemarken in keiner Achse des Wafers symmetrisch ausgelegt sein, d. h. es darf nur eine Ausrichtung von Substrat und Maske existieren, bei der alle Marken gleichzeitig übereinstimmen. Vor diesem Hintergrund sollte die Nahordnung der Justagemarken (vgl. Abbildung 6.17 b) rechter Teil) so gewählt sein, dass ein fälschlicher Versatz um eine Marke sofort auf Grund der unterschiedlichen Geometrie (z. B. unterschiedliche Kreuzgröße) auffällt.

Um bei der seriellen Fertigung von mehreren Masken alle Ebenen zuverlässig und mit hoher Genauigkeit justieren zu können, wird die Nahordnung der Justagemarken redundant ausgelegt. Der Block mit den sechs unterschiedlich großen Kreuzen befindet sich auf jeder Maske (vgl. Abbil-

dung 6.17 b) bis d). Der in Abbildung 6.17 b) gezeigte Streifen mit Doppelkreuzen wird mit Hilfe der ersten Maske einmalig auf dem Substrat definiert. Jede weitere Maske greift nur zwei dieser Kreuze auf (vgl. Abbildung 6.17 c) und d), wodurch sich die Justagefehler nicht addieren, da immer eine Ausrichtung zur ersten Maskenebene möglich ist. Auch eine Beschädigung der Justagemarken im Verlauf der Prozessierung kann durch die Redundanz weitgehend kompensiert werden.

6.3.3 Belichtung und Aspektverhältnis bei hohen Schichtdicken

Die bei der UV-Lithographie verwendeten Quecksilberdampf lampen weisen ein Emmisionsspektrum mit wenigen Spektrallinien auf. Der durch die hohe Temperatur der Lampe überlagerte Infrarotanteil im Spektrum wird mit Hilfe eines Kaltlichtspiegels vom UV-Licht getrennt, um den Wärmeeintrag in den zu belichtenden Photoresist so gering wie möglich zu halten. Das verbleibende Spektrum kann mit Hilfe von Filtern auf typische UV-Bereiche der Wellenlängen 365 nm (i-Linie), 405 nm (h-Linie) und 436 nm (g-Linie) begrenzt werden. In Abbildung 6.18 sind relative Intensitäten verschiedener Filter in Abhängigkeit der Wellenlänge für den Mask Aligner Suss MA-56 M mit einer 350 W Lampe dargestellt [315]. Die relative Empfindlichkeit des verwendeten Photometers ILT 1400 mit Detektor XRL140A wird ebenfalls gezeigt. Für die drei untersuchten Filter ergeben sich absolute Intensitäten von $22,8 \text{ mW/cm}^2$ (ghi-Linie), $10,0 \text{ mW/cm}^2$ (gh-Linie) und $7,2 \text{ mW/cm}^2$ (i-Linie). Diese Werte müssen in regelmäßigen Abständen neu bestimmt werden, da sie vom Alterungsgrad der Lampe abhängig sind.

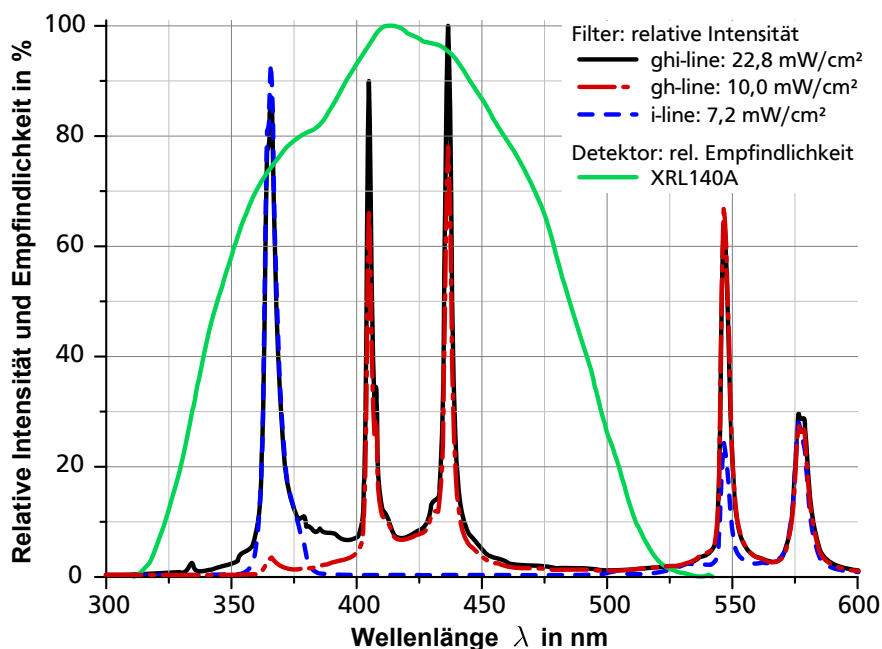


Abbildung 6.18: Intensitätsspektren bei der Belichtung mit dem Mask Aligner Suss MA-56 M unter Verwendung verschiedener optischer Filter, gemessen mit dem Photometer ILT 1400 mit Detektor XRL140A [315].

Zur Steigerung der Belichtungsqualität ist es zielführend, abhängig vom verwendeten Photoresist und enthaltenem Photoinitiator, ein angepasstes Filter einzusetzen. In Abbildung 6.19 ist die spezifische Absorption der beiden Lacke AZ 125nXT [315] und SU-8 [344] dargestellt. Bei AZ 125nXT

zeigen Untersuchungen von Greiner eine signifikante Abhängigkeit der Absorption von folgenden Zuständen des Lackes: Ohne Softbake, mit unterschiedlich langem Softbake und nach der Belichtung. Für diese Arbeit wird das gh-Filter verwendet, da der unbelichtete gebackene Resist die höchste Absorption im Bereich der h-Linie aufweist. Zur Belichtung von SU-8 wird, wie in in Abbildung 6.19 ersichtlich, ein i-Filter herangezogen. Das Entfernen von überflüssigen Spektrallinien ist notwendig, um ungewünschte Effekt (z. B. T-Topping [345]) beim Belichten zu vermeiden und auf diese Weise das Aspektverhältnis zu erhöhen.

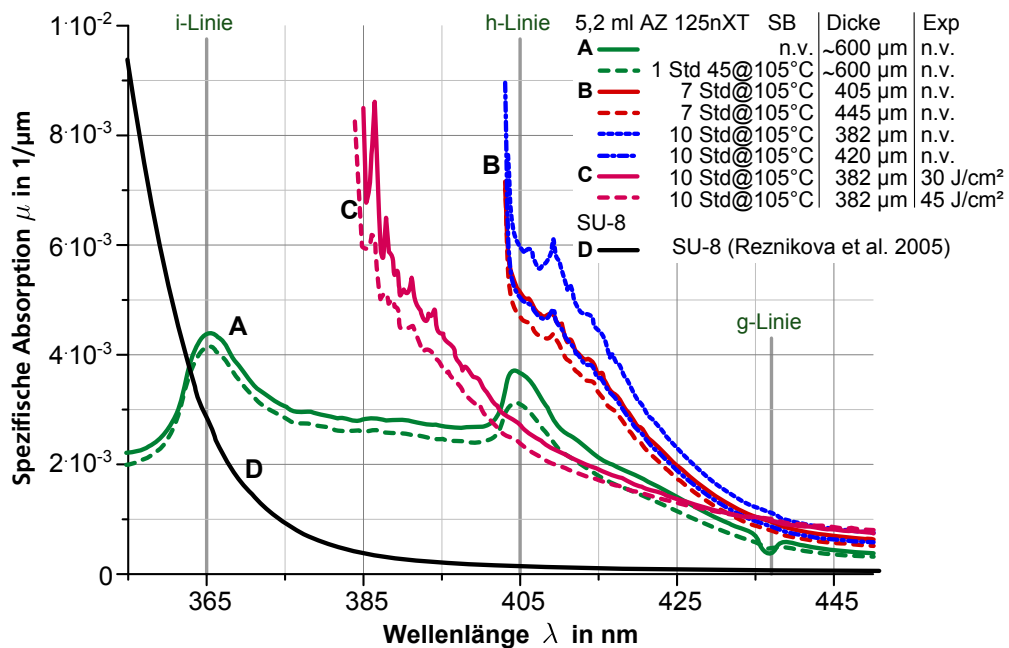


Abbildung 6.19: Spezifische Absorption des Negativresists AZ 125nXT für unterschiedliche Lackzustände aus [346] zum Vergleich mit Kurve D für SU-8 nach [344].

Ein Abstand zwischen Lithographiemaske und zu belichtendem Photoresist führt zu ungewollter Beugung des UV-Lichts an der Maske und damit zur Herabsetzung der lateralen Auflösung. Aus diesem Grund wird zur Steigerung des Aspektverhältnisses häufig eine Kontaktbelichtung durchgeführt, bei der die Maske direkt auf dem Resist aufliegt. Nachteilig ist der dabei auftretende erhöhte Maskenverschleiß durch Kratzer und Abrieb. Vor allem im Bereich der Dickschicht-UV-Lithographie muss der Abstand so gering wie möglich gehalten werden (vgl. 6.3.1), um die in der Literatur veröffentlichten hohen Aspektverhältnisse von bis zu 50:1 erreichen zu können. Ähnlich wie bei der Maskenjustage verringert ein rauher Lackuntergrund den Kontrast und damit die Auflösungsgrenze. In Abbildung 6.20 ist die Belichtung auf a) gerichtet reflektierendem und b) diffus reflektierendem Untergrund dargestellt. Vor allem bei Keramik ergeben sich deutliche Aufweitungen am Fuss einer Photolackstruktur (vgl. Abbildung 6.20 b) Schritt 2), was die erreichbaren Aspektverhältnisse auf 2:1 reduziert.

Beim Verzicht auf das Lappen einer rauhen Kupferopferschicht liegt ein diffus reflektierender Belichtungsuntergrund vor. Zur Verminderung dieser Reflexion im UV-Bereich von ca. 35% auf unter 15% kann das Kupfer oxidiert werden. Diese Oxidation lässt sich durch die Anwendung von Wasserstoffperoxid oder dem basischen Entwickler AZ 400k bei 60°C herbeiführen. Die Entwicklervariante hat gleichzeitig den Vorteil, dass sie verbliebene Säurerückstände auf dem Substrat neu-

tralisiert und so einem ungewollten Vernetzen im Fall von SU-8 vorbeugt. Eine derart behandelte Kupferopferschicht kann außerdem zur Steigerung des Aspektverhältnisses auf stark reflektierenden Substraten (z. B. Keramik) verwendet werden, wenn der Fuß der Struktur mit einer solchen kaum reflektierenden Schicht eingefasst wird.

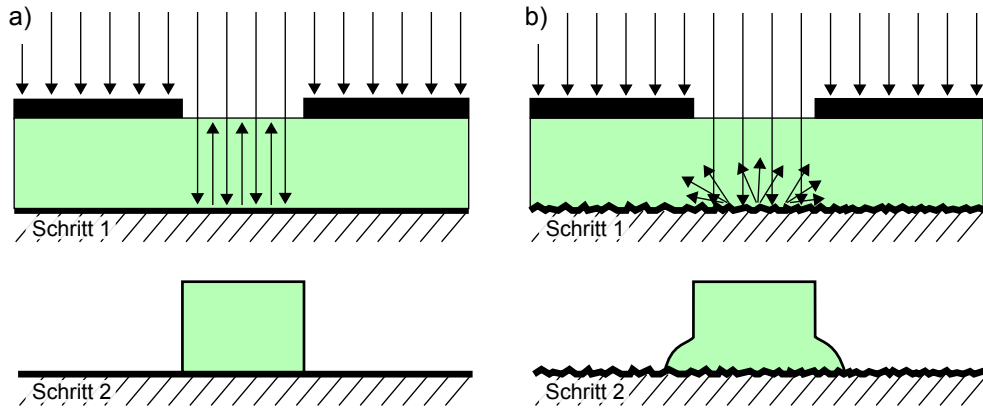


Abbildung 6.20: Einfluss der optischen Substrateigenschaften auf erzielbare Aspektverhältnisse: a) Hohes Aspektverhältnis bei gerichteter Reflexion auf glatten Substraten und b) geringes Aspektverhältnis durch Fußaufweitung bei diffuser Reflexion auf rauhen Substraten.

6.3.4 Mechanisch unterstützte Resistentwicklung

Die Entwicklung von belichteten Photoresisten findet für AZ 125nXT in einem wässrigen (z. B. AZ 400k) und für SU-8 in einem lösemittelbasierten (mr-Dev 600 bzw. Propylenglykolmonomethylethylacetat (PGMEA)) Medium statt. Bei dünnen Lacken genügt häufig ein Becherglas mit ruhendem Entwickler, in dem der Wafer für einige Sekunden bis Minuten liegt. Der Stofftransport geschieht dort ausschließlich durch Diffusion. Vor allem bei Resiststrukturen mit hohen Aspektverhältnissen und Schichtdicken ist der diffusionsbasierte Austausch von frischem und verbrauchtem Entwickler in den Gräben schwierig. Im schlimmsten Fall führt dieser Effekt zu deutlichen Entwicklungszeitunterschieden über den gesamten Wafer, was zu Beschädigungen der bereits entwickelten Bereiche auf Grund erhöhten Dunkelabtrags führen kann. Um den Stofftransport aktiv zu unterstützen, kann dem Entwicklermedium mechanische Energie hinzugefügt werden, was im folgenden Absatz beschrieben ist.

Eine deutliche Steigerung des Entwickleraustauschs kann erreicht werden, wenn der ruhende Entwickler im Becherglas, wie in Abbildung 6.21 a) gezeigt, durch einen Wippschüttler in Bewegung gehalten wird. Die Einkopplung von Ultraschall in das Becherglas kann in seltenen Fällen helfen, sorgt aber auf Grund des hohen mechanischen Energieeintrags bei handelsüblichen Ultraschallbecken häufig für ein ungewolltes Ablösen der Lackstrukturen vom Wafer. Der Einsatz einer steuerbaren Sonosys Megaschallquelle mit der Kreisfrequenz $\omega = 2 \pi \cdot 1 \text{ MHz}$ in einem wässrigen Entwickler (dynamische Viskosität $\nu = 10^{-3} \text{ Pa s}$, Dichte $\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$) erzeugt kleine Wirbel [217] in Gräben mit einer Mindestöffnungsbreite d und erhöht auf diese Weise den Stofftransport [347]:

$$d \gg \sqrt{\frac{2\nu}{\omega\rho}} \quad (6.1)$$

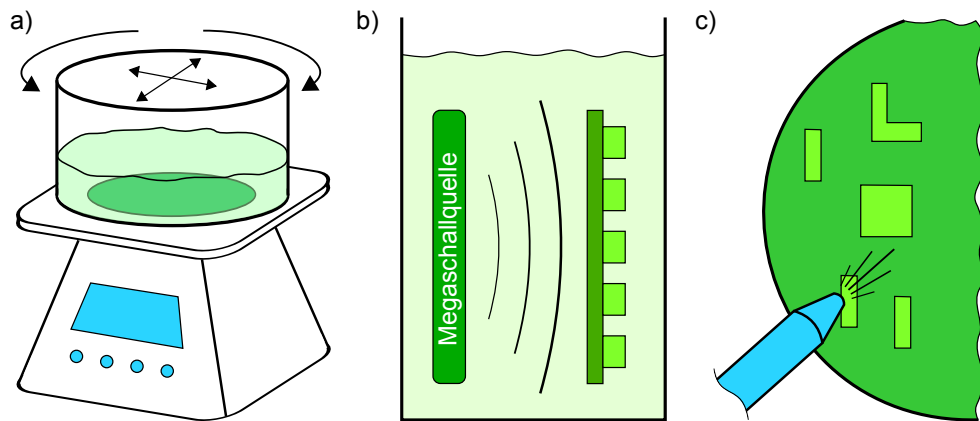


Abbildung 6.21: Mechanisch unterstützte Resistentwicklung zur Steigerung des Austauschs von frischem und verbrauchtem Entwickler: a) Rotierende und schwenkende Bewegungen des Becherglases auf einem Wippschüttler, b) Megaschalleinkopplung auf die Rückseite des strukturierten Wafers und c) Sprühentwicklung mit Hilfe einer Sprühpistole im Laborbetrieb.

Für die gegebenen Werte muss d viel größer als $0,6\ \mu\text{m}$ sein, was für die in der vorliegenden Arbeit angenommene technologische Strukturuntergrenze von $50\ \mu\text{m}$ erfüllt ist. Der Wafer wird, wie in Abbildung 6.21 b) dargestellt, optimalerweise mit den Lackstrukturen von der Megaschallquelle abgewandt ins Entwicklerbad eingesetzt [217]. Bei extremen Strukturhöhen im Bereich von einem Millimeter kann eine Sprühentwicklung durchgeführt werden, wobei der Entwickler mit mechanischer Energie durch eine Düse auf die Strukturen gelenkt wird. Dies kann entweder in einem Sprühentwicklungsautomat oder für den Laborbetrieb mit Hilfe einer Sprühpistole (vgl. Abbildung 6.21 c) erfolgen.

6.3.5 SU-8 als Konstruktions- und Funktionswerkstoff

Auf Grund seiner hohen chemischen, thermischen und mechanischen Beständigkeit wird der epoxidbasierte Negativresist SU-8 immer häufiger als Konstruktions- und Funktionswerkstoff im Bereich der Mikrosystemtechnik eingesetzt. Seine Biokompatibilität ermöglicht unter anderem auch die Anwendung in Implantaten, z. B. als Elektrodengehäusung zur Ableitung neuronaler Signale [348]. In der Literatur sind zahlreiche Untersuchungen zum Nachweis dieser Eigenschaften veröffentlicht. So werden beispielsweise das Elastizitätsmodul in [349] über das Biegeverhalten, die Temperaturabhängigkeit des Schermoduls über akustische Oberflächenwellen [350] und die viskoelastischen Eigenschaften über verschiedene Zugbelastungstests [351] bestimmt. Um die mechanischen Stabilitätsbetrachtungen weitgehend zu umgehen, füllen Lau und Duc [352, 353] ein Silizium-Skelett mit SU-8, was die große Wärmedehnung von SU-8 und die nachgewiesene Langzeitstabilität des Siliziums vereint.

Vor dem Einsatz von SU-8 als Ausdehnungskörper in elektrothermischen Mikroaktoren werden eigene Stabilitätsuntersuchungen durchgeführt [6]. Im Unterschied zu bekannten Untersuchungen wird die Langzeitstabilität an SU-8 Biegebalken mit Abmessungen im Bereich der vorgestellten Ausdehnungskörper in einer Umweltsimulation nach industriellem Standard (Tyco Electronics PG 19, vgl. Abbildung 6.22 a) überprüft. Die in Abbildung 6.22 b) dargestellten Charakterisierungsergebnisse der Biegebalken auf Wafer A zeigt keine signifikante Veränderung der Eigenschaften

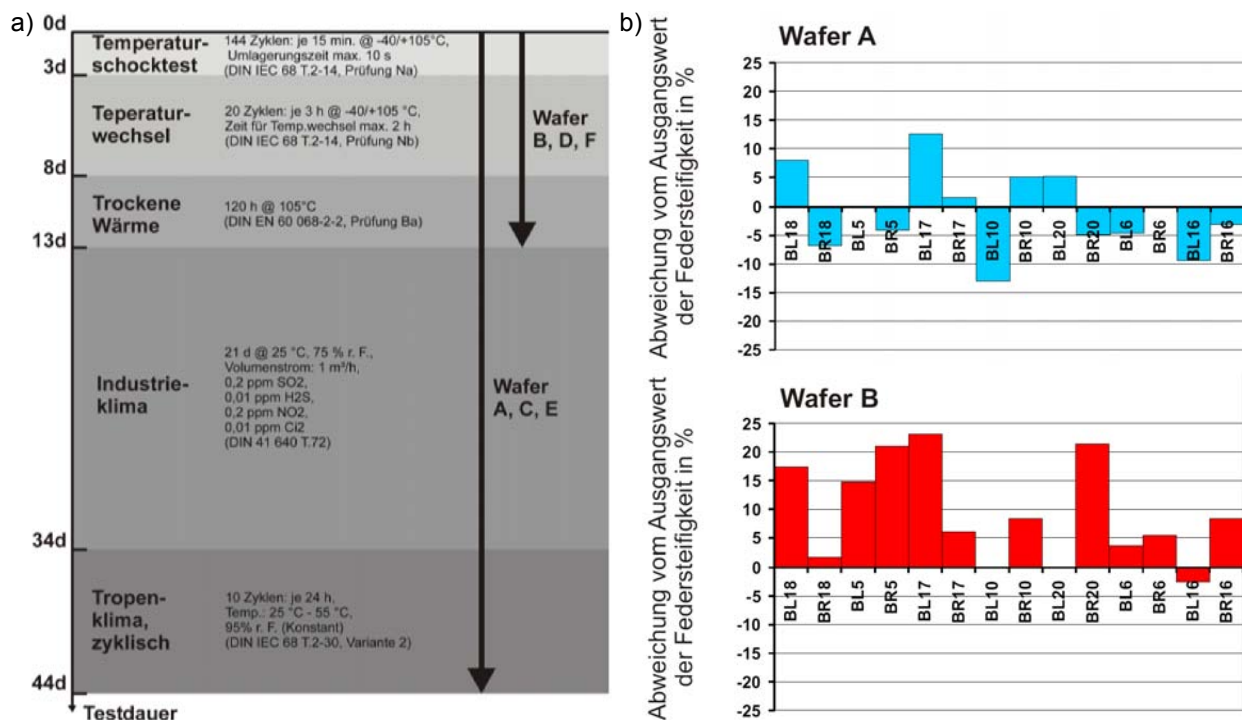


Abbildung 6.22: Langzeituntersuchungen des Negativresists SU-8: a) Prozessablauf der Umweltsimulation PG 19, durchgeführt bei Tyco Electronics und b) Veränderung der Federsteifigkeit der SU-8 Biegebalken für zwei unterschiedliche Wafer mit je 14 Teststrukturen nach [6].

nach Durchlaufen des Gesamtprozesses. Bei Wafer B, der bereits nach der trockenen Wärme entnommen wird (nach 13 Tagen), ist ein Anstieg der Steifigkeit aller Strukturen erkennbar, was auf das vollständige Austreiben des Feuchteanteils zurückführbar ist. Neben den mechanischen Eigenschaften wird auch die Haftung von SU-8 auf unterschiedlichen Substraten bewertet. Bereits nach der Belastung der Teststrukturen durch Temperaturschocks und die trockene Wärme zeigen sich Ablösungserscheinungen auf den Siliziumsubstraten. Die Haftung auf FR-4 ist dagegen auch nach Prozessende noch vollständig erhalten.

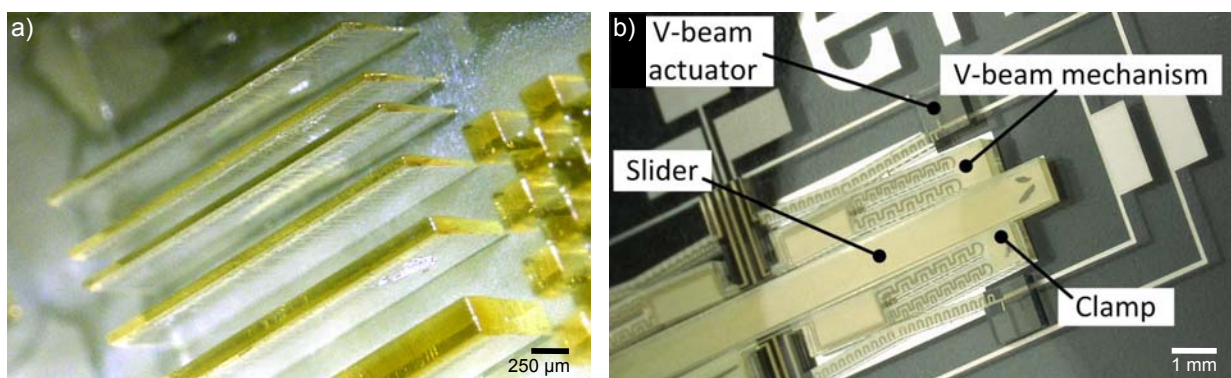


Abbildung 6.23: Beispiele für SU-8 als Konstruktions- und Funktionswerkstoff: a) Extreme Schichtdicken von 1 mm bei Aspektverhältnissen bis 30:1 [220] und b) gezielt ausgenutzter permanenter Schrumpfung von SU-8 zur Fertigung von intrinsisch vorgespannten polymeren Mikrosystemen, z. B. elektrothermischer Schrittantrieb [354].

Im Gegensatz zu AZ 125nXT muss SU-8 nach der Belichtung einem Post Exposure Bake unterzogen werden [355, 356]. Unter Einwirkung von Temperatur vernetzen die unter UV-Licht (365 nm) gebildeten Säuren die Ketten des Epoxydharzes, was den Photolack lokal resistent gegen den Entwickler PGMEA macht. Im Bereich dieser PEB-Temperatur (70 bis 95°C) ist der Resist daher nahezu frei von mechanischen Spannungen, die beim Abkühlen auf Raumtemperatur auf Grund der thermischen Kontraktion stark zunehmen. Das Spülen nach der Entwicklung sollte generell nur mit frischem PGMEA, nicht aber mit Aceton erfolgen, da die Verdunstungskälte weitere Spannungen einbringt und die Gefahr des Bruchs deutlich steigt. Beim Einsatz von SU-8 als Konstruktions- und Funktionswerkstoff folgt nach dem Entwickeln ein Hardbake, bei dem das restliche Lösungsmittel vollständig ausgetrieben und der Vernetzungsgrad des Epoxyds maximiert wird. Im Sinne einer lateralen Formtreue von freitragenden Strukturen und zur Minimierung der beim PEB eingefrorenen mechanischen Spannungen kann der Hardbake vor dem Entfernen der Kupferopferschicht erfolgen. Der Einfluss verschiedener Fertigungsparameter auf die Resisteigenschaften wird in der anschließenden Arbeit von Winterstein [298] untersucht.

Wegen seiner guten optischen Eigenschaften lassen sich mit SU-8 auch Schichtdicken von mehr als einem Millimeter mittels UV-Tiefenlithographie herstellen, was in Abbildung 6.23 a) dargestellt ist [220]. Auch intrinsisch vorgespannte polymere Mikrosysteme lassen sich realisieren (vgl. Abbildung 6.23 b), wenn der in Kapitel 4 gezeigte thermisch induzierte permanente Schrumpf gezielt ausgenutzt wird. Als Galvanoform ist SU-8 auf Grund der hohen mechanischen Spannungen und der schwierigen Entfernbarkeit des vernetzten Polymers weniger geeignet. In speziellen Fällen kann er nasschemisch entfernt werden [8], generell muss das Entfernen allerdings mittels Trockenätzen in einem Reaktivradikalverascher (R3T muegge STP 2020) erfolgen. Seit wenigen Jahren sind Trockenlaminatvarianten von SU-8 kommerziell verfügbar (DJ DevCorp SUEx [357, 358], Dupont PerMX [359, 360]), die über einen Laminationsprozess auf das Substrat aufgebracht oder vollständig substratfrei prozessiert [35] werden und ähnliche Eigenschaften aufweisen.

6.3.6 AZ 125nXT als Galvanoform

Der Negativresist AZ 125nXT besteht im Gegensatz zum epoxidbasierten SU-8 aus einer Acryl-Polymer-Basis und aus Acryl-Monomeren, die im UV-Wellenlängenbereich von 380 bis 440 nm vernetzen [315, 361]. Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Photolack erstmalig für Schichtdicken > 200 µm charakterisiert [14]. Fortgesetzt sind diese Untersuchungen im Hinblick auf die spezifische Absorption des Lackes im UV-Bereich in [315, 346]. Der Resist eignet sich auf Grund seiner einfachen Entfernbarkeit und robusten Prozessierbarkeit sehr gut als Galvanoform bis ca. 800 µm Schichtdicke. Er ist allerdings nicht stabil genug, um als Konstruktionswerkstoff im Mikrosystem zu verbleiben. Als Substrate können eine Vielzahl von Materialien, z. B. Silizium, Glas, FR-4, Stahl oder Keramik, verwendet werden. Eine Prozessierung auf Kupfer ist nicht möglich, da auch in unbelichteten Bereichen bislang ungeklärte Vernetzungseffekte auftreten, die nach dem Entwickeln zu bleibenden Lackrückständen führen. Abhilfe schafft hier eine dünne Zwischenschicht von 10 bis 30 nm Aluminium, die im basischen Entwickler an den geöffneten Stellen automatisch geätzt wird.

Die Konzentration des verbleibenden flüssigen Lackanteils in Abhängigkeit der Backzeit beim Softbake ist in Abbildung 6.24 für zwei Lackmengen dargestellt. Als Substrat dient bei diesen Versuchen ein 4-Zoll-Siliziumwafer bei einer Heizplattentemperatur von 105°C. In [315] wird gezeigt, dass

der Resist auch in flüssigem Zustand mittels Abstandsbelichtung prozessierbar ist. Bei der Kontaktbelichtung sollte der Flüssigkeitsanteil auf unter 25 % reduziert werden, um ein Festkleben an der Lithographiemaske zu vermeiden. Sinkt der Anteil unter 12,5 %, so lässt sich der Photolack nicht mehr entwickeln. Für eine resultierende Schichtdicke von 400 µm ergibt sich für den Softbake auf diese Weise ein großes Prozesszeitfenster von 100 bis 800 min.

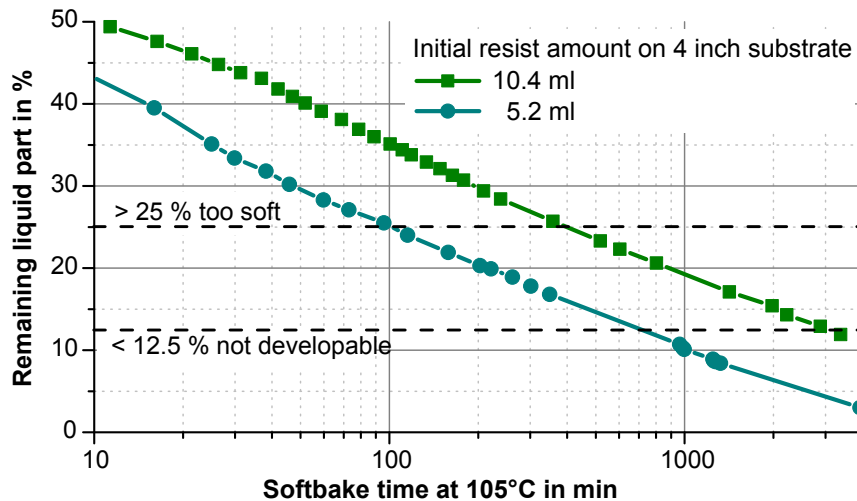


Abbildung 6.24: Verlauf der Konzentration von flüssigem zu festem Anteil von AZ 125nXT beim Softbake auf einer Heizplatte bei 105°C für zwei unterschiedliche Anfangslackmengen von 5,2 und 10,4 ml [14].

Die Vernetzung des Lackes findet ohne nachgeschalteten Postbake schon beim Belichten nahe der Raumtemperatur statt. Dies ist der Grund für die im Vergleich zu SU-8 niedrigen mechanischen Spannungen und die damit verbundene deutliche Haftungsverbesserung zwischen Substrat und Photolack. Darüber hinaus verkürzt sich die Gesamtprozesszeit durch den überflüssigen Postbake. Die erzeugten Lackstrukturen weisen annähernd rechtwinklige Kantenwinkel im Bereich von 87 bis 88,5° auf (vgl. Abbildung 6.25 a). Der Entwickler (z. B. AZ MIF 326) für AZ 125nXT ist wasserbasiert, was die direkte galvanische Abformung nach einem Spül- und Aktivierschritt ermöglicht (nass in nass) und so möglichen Benetzungsproblemen im Elektrolyten vorbeugt. Der Resist ist sowohl in extrem sauren (schwefelsaures Kupfer), als auch in temperierten (Nickelsulfamat bei 50°C) Elektrolyten stabil und zeigt hervorragende Abformergebnisse, was für Kupfer in Abbildung 6.25 b) dargestellt ist.

Die Galvanoform lässt sich nach der Metallabscheidung durch unterschiedliche nass- und trockenchemische Prozesse entfernen. Dies kann beispielsweise mit Dimethylsulfoxid (DMSO) bei 80°C und Ultraschallunterstützung in ca. 15 min geschehen. Auch ein etwa 20-minütiges Bad in Aceton entfernt den vernetzten Photolack zuverlässig. Um ein auftretendes Quellen beim nasschemischen Entfernen zu vermeiden, kann der Resist analog zu SU-8 im Reaktivradikalverascher (R3T muegge STP 2020) abgetragen werden.

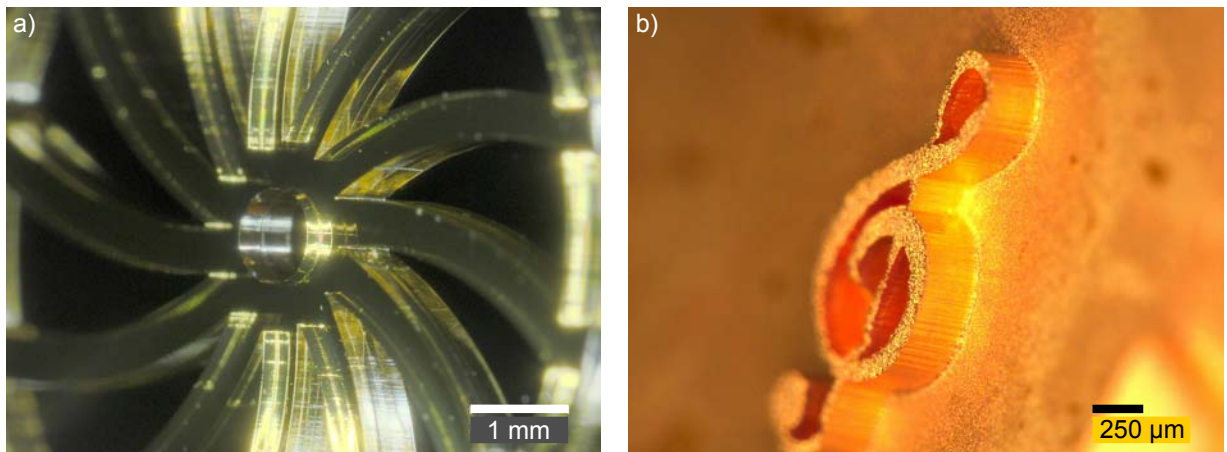


Abbildung 6.25: Beispiele für AZ 125nXT als Galvanoform: a) Strukturierter Photoresist auf Siliziumsubstrat mit einer Schichtdicke von $400\text{ }\mu\text{m}$ und b) im schwefelsauren Kupferelektrolyten abgeformte Teststruktur mit einer Schichtdicke von $300\text{ }\mu\text{m}$.



7 Fertigung der Mikrorelais und Schaltmatrizen

Im Rahmen der Arbeit wurden im Reinraumlabor für Mikrotechnik des Instituts EMK über 350 Wafer mit Teststrukturen, polymeren Mikroaktoren, bistabilen Kontaktsystemen, Mikrorelais und Relaismatrizen eigenhändig gefertigt. Die eng verknüpfte Forschung an Mikrosystementwurf und zugehöriger robuster Fertigungstechnologie resultiert in 15 vollständigen Evolutionsstufen des Mikrorelais. Acht dieser 15 Demonstratorversionen werden über den Entwurf und die theoretischen Betrachtungen hinaus als Labormuster aufgebaut, was in Abbildung 7.1 auf einem Zeitstrahl von 2008 bis 2012 dargestellt ist. Die Analyse der einzelnen Fertigungsschritte und die Charakterisierung der resultierenden Systemeigenschaften sind nach jeder Evolutionsstufe in die Entwurfs- und Optimierung zurück geflossen. In den folgenden Abschnitten wird die finale Mikrorelaisvariante (Version 1.53) mit den wesentlichen Prozessschritten dargestellt. Das vollständige Prozessprotokoll befindet sich in Anhang E.

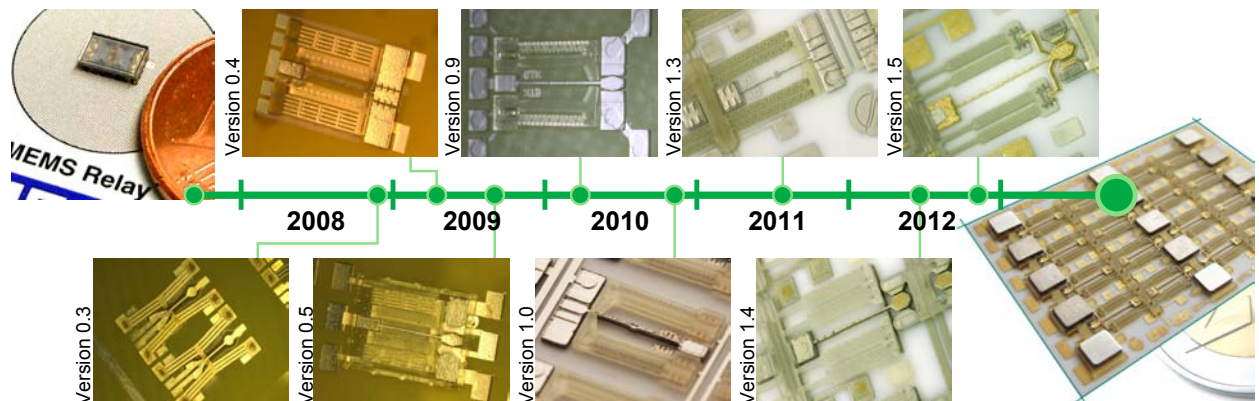


Abbildung 7.1: Acht im Reinraumlabor für Mikrotechnik des Instituts EMK gefertigte Evolutionsstufen des bistabilen Mikrorelais: Beginnend mit der im Jahr 2008 entwickelten Vision eines leistungsfähigen und kostengünstigen MEMS-Relais bis hin zum gehäusten und voll funktionsfähigen Matrixdemonstrator in 2012 [23].

7.1 Fertigungsprozess für Relais und Matrix

In den beiden Kapiteln 4 und 5 werden die Prozessabläufe für die polymeren Mikroaktoren und das bistabile Kontaktsystem bereits unabhängig voneinander kurz vorgestellt. Der Entwurf ist dabei so ausgelegt, dass viele der dort getrennt durchgeführten Fertigungsschritte bei der Mikrorelaisherstellung verschmelzen. Zur Veranschaulichung der Prozessabläufe weisen die Abbildungen 7.3 bis 7.11 eine identische Struktur auf: Teilbild a) zeigt den Lithographiemaskenausschnitt für eine vollständige 4x4-Relaismatrix, Teilbild b) zeigt den in a) gekennzeichneten vergrößerten Lithographiemaskenausschnitt eines Mikrorelais und Teilbild c) zeigt den Prozessablauf mit Hilfe der beiden Schnittansichten des Mikroaktors A-A und der freitragenden Kontaktfeder B-B. Die Lage dieser Schnitte ist im Prinzipbild 7.2 veranschaulicht.

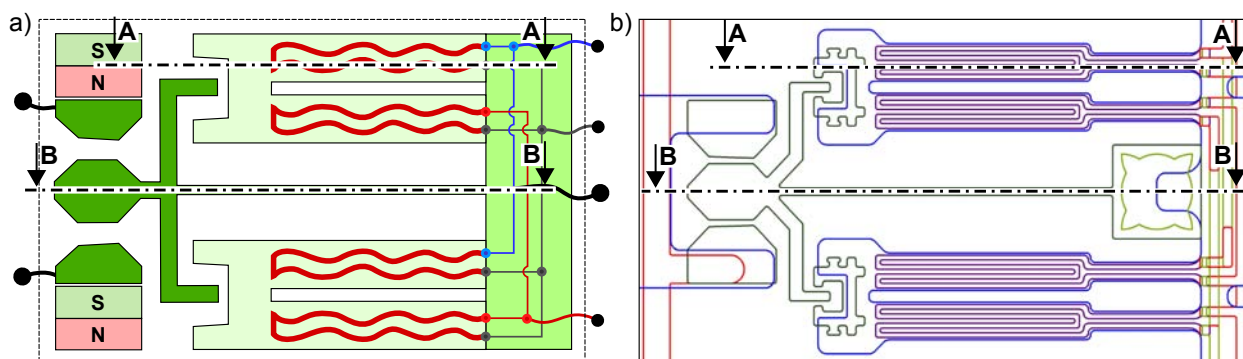


Abbildung 7.2: Neuartiges bistabiles Mikrorelais (vgl. Abbildung 3.13) mit eingezeichneten Schnitten A-A durch die polymeere Mikroaktorik und B-B durch das Kontaktsystem als Übersicht für den in den folgenden Abschnitten dargestellten Fertigungsprozess: a) Prinzipbild und b) entworfene Lithographiemasken (Version 1.53).

7.1.1 Feinmechanische Substratvorbereitung

Der Prozessablauf beginnt mit der feinmechanischen Vorbereitung der verwendeten Keramiksubstrate (vgl. Abbildung 7.3). Die durchgängigen Öffnungen für die elektrischen Durchkontaktierungen werden mit Hilfe eines Laserbearbeitungssystems (Alpha Laser AC200, Nd:YAG) von der Substratrückseite aus mit einem Vorschub von 50 mm/min in die Keramik geschnitten. Die dabei auftretenden Schmelzetropfen werden durch Schleifen mit einer zweiten Keramik entfernt. Zum Schutz der Keramikoberfläche und gleichzeitig als Galvanostartschicht wird die Rückseite mit einer 200 nm dicken Kupferschicht besputtert. Über das in Kapitel 6 beschriebene Rakelverfahren wird der Silberleitklebstoff Elecolit 3655 von der besputterten Seite aus in die Öffnungen gerakelt, was in Abbildung 7.3 c) Schritt 1 dargestellt ist. Nach dem 90-minütigen Aushärten bei 150°C unter Stickstoffatmosphäre wird die Substratrückseite mit Aceton von verbleibenden Klebstoffresten befreit. Zum Schutz der teilpolymeren Durchkontaktierungen wird mit Ausnahme der Justagebereiche eine vollflächige 7 µm dicke Kupferschicht mit einer Stromdichte von 20 mA/cm² galvanisch auf der Substratrückseite abgeschieden (vgl. Abbildung 7.3 c) Schritt 2).

7.1.2 Erste Leiterbahnebene auf der Vorderseite

Auf Grund der zeilen- und spaltenweisen Ansteuerung der Mikrorelais in einer Signalmatrix sind mindestens drei Leiterbahnebenen notwendig. Eine Ebene wird am Ende des Prozesses auf der Substratrückseite erzeugt, wobei zwei Leiterbahnebenen auf der Vorderseite unterkommen müssen. Die in Abbildung 7.4 gezeigte erste Nickelleiterbahnebene (vgl. Anhang Abbildung F.1) dient zum einen der elektrischen Kontaktierung, und zum anderen auch zum hermetischen Verschließen der teilpolymeren Durchkontaktierungen auf der Vorderseite. Dazu wird eine 200 nm dicke Galvanostartschicht aus Kupfer auf die Vorderseite aufgesputtert. Darauf wird eine 30 µm dicke Photoresistschicht (AZ 9260) UV-lithographisch strukturiert. Die Justage zu den bereits vorhandenen Durchkontaktierungen erfolgt über zusätzliche Justagebohrungen im Bereich des Keramikwaferferrandes. Die Belichtung wird auf Grund des robusten Resists breitbandig unter Anwendung des ghi-Filters mit einer Dosis von 3 J/cm² durchgeführt. Nach dem Entwickeln wird der strukturierte Wafer ohne einen Trocknungsschritt gespült, die Startschicht aktiviert und galvanisch mit 20 µm

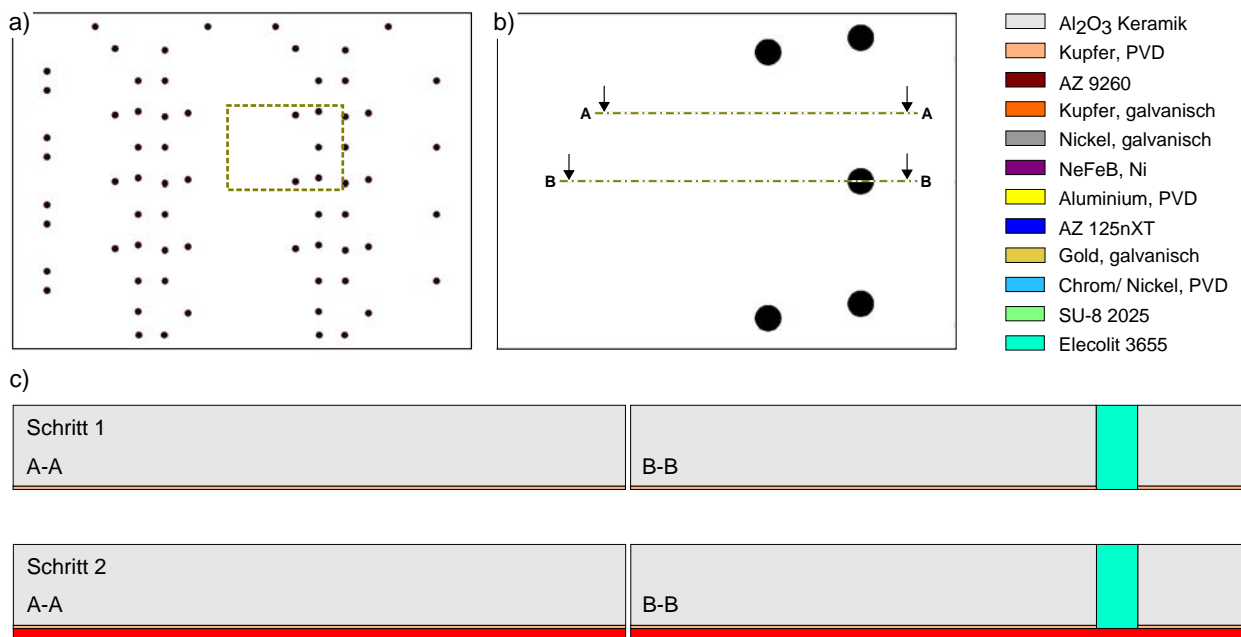


Abbildung 7.3: Feinmechanische Substratvorbereitung mittels Laserschneiden und Rakeln der Durchkontaktierungen: a) Lithographiemaskenausschnitt für 4x4-Relaismatrix, b) Lithographiemaskenausschnitt für ein Mikrorelais und c) Schnittdarstellungen A-A und B-B der beschriebenen Prozessschritte.

Nickel gefüllt, was in Abbildung 7.4 c) Schritt 3 gezeigt ist. In Schritt 4 wird die Photolackform wieder vollständig mit Aceton entfernt.

7.1.3 Kupferopferschicht

Die Kupferopferschicht dient zur Erzeugung von freitragenden Teilen im finalen Mikrosystem. Dies betrifft zum einen die Erzeugung von beweglichen Strukturen, wie die Mikroaktoren und die Kontaktaufhängung inklusive Kontakt, zum anderen aber auch das Isolieren von erster und zweiter Leiterbahnebene durch einen Luftspalt. Zur Fertigung der Kupferopferschicht wird mittels UV-Lithographie wieder eine Photolackform (AZ 9260) mit einer Schichtdicke von 30 µm strukturiert (vgl. Anhang Abbildung F.2). Die Justage für den Belichtungsprozess erfolgt ab dieser Maskenebene an den in Schritt 3 galvanisch aufgewachsenen Justagemarken (vgl. Kapitel 6). Nach der Abscheidung einer 24 µm dicken Kupferschicht entsteht das in Abbildung 7.5 c) Schritt 5 gezeigte Schichtsystem. In Schritt 6 wird die Photolackform entfernt, wobei das rauhe Kupfer ohne einen Planarisierungsschritt auf dem Wafer verbleibt.

7.1.4 Einebnen der Kupferopferschicht

Auf Grund der großen Rauhgigkeit der Kupferopferschicht kann das zum Einkoppeln der Wärmeleistung notwendige metallische Dünnschichtheizelement mit einer Dicke von 170 nm dort nicht direkt aufgebracht werden. Um die Rauhgigkeit R_a des galvanischen Kupfers im Bereich von 700 bis 900 nm auf 1 bis 10 nm zu senken, wird eine 20 µm dünne Photoresistschicht aus SU-8 2025 im Bereich der Ausdehnungskörper der Mikroaktorik UV-lithographisch strukturiert (vgl. Anhang Abbildung F.3). Auf diese Weise wird nicht nur die Rauhgigkeit signifikant reduziert, sondern auch

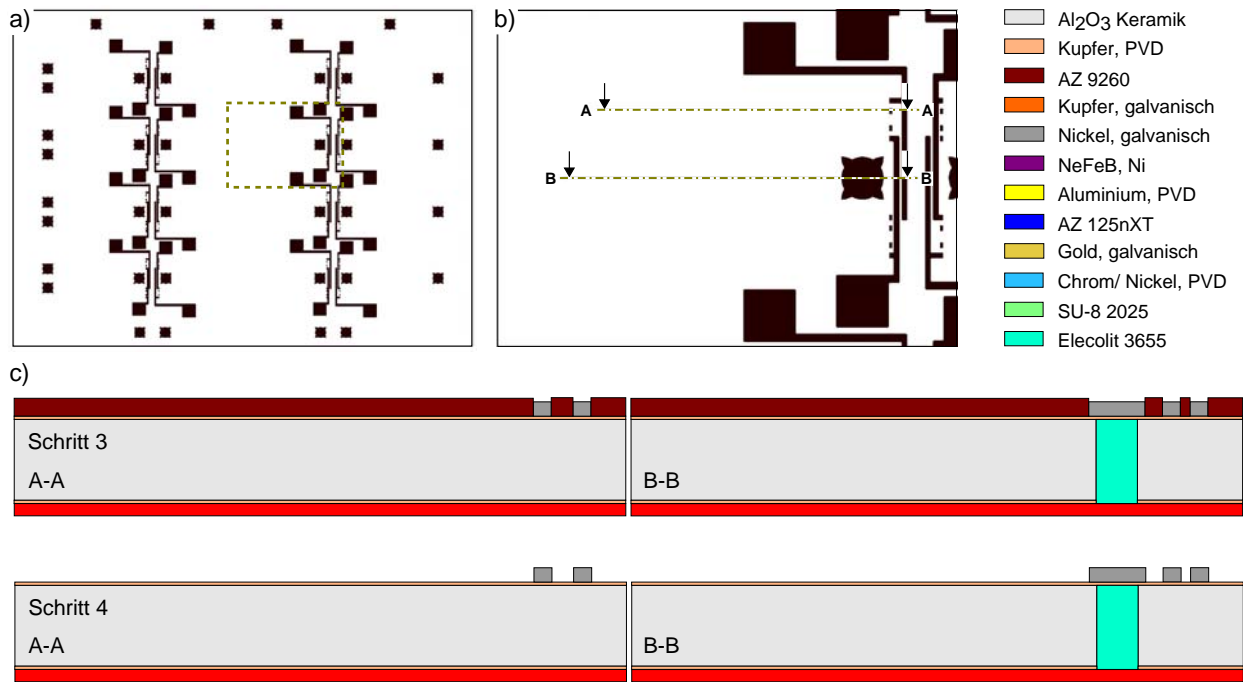


Abbildung 7.4: Fertigung der ersten Leiterbahnebene auf der Substratvorderseite mit UV-Lithographie und Galvanoformung: a) Lithographiemaskenausschnitt für 4x4-Relaismatrix, b) Lithographiemaskenausschnitt für ein Mikrorelais und c) Schnittdarstellungen A-A und B-B der beschriebenen Prozessschritte.

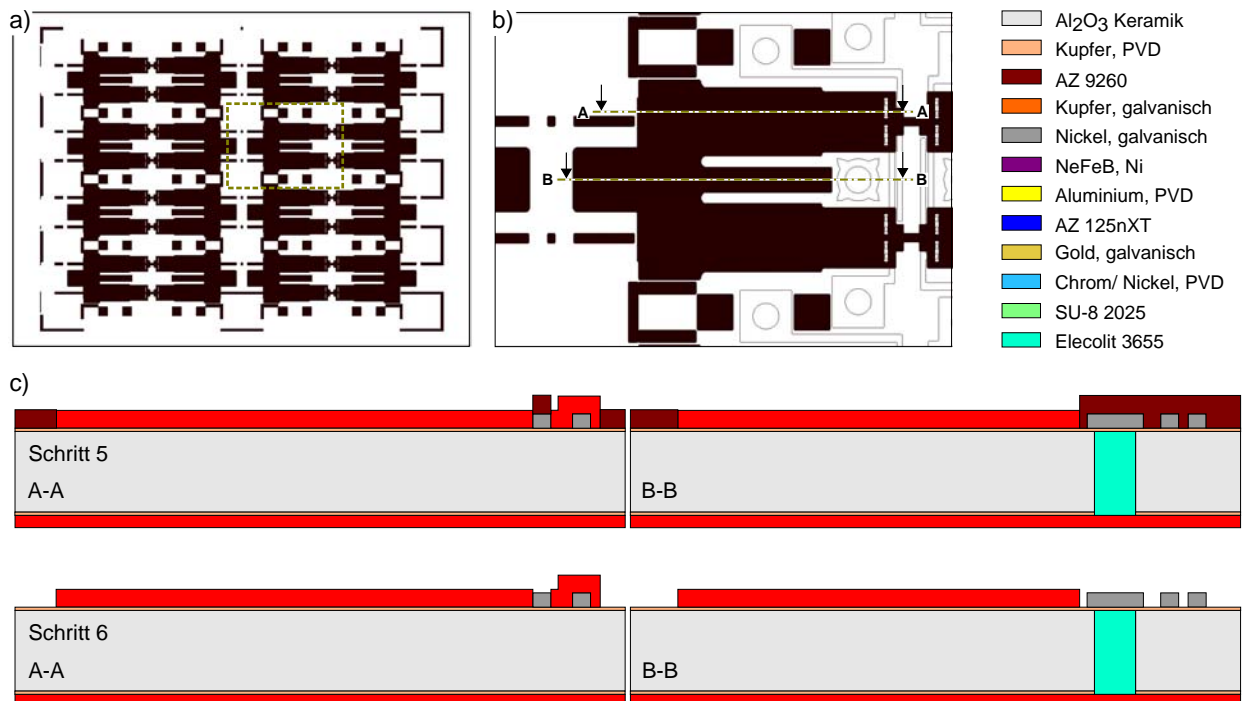


Abbildung 7.5: Aufbringen der Kupferopferschicht mittels UV-Lithographie und Galvanoformung: a) Lithographiemaskenausschnitt für 4x4-Relaismatrix, b) Lithographiemaskenausschnitt für ein Mikrorelais und c) Schnittdarstellungen A-A und B-B der beschriebenen Prozessschritte.

eine mechanische Klammer um den Dünnfilmheizer herum geschaffen, was im Verlauf des Kapitels noch einmal aufgegriffen wird. Das Ergebnis dieses Prozessschrittes ist in Abbildung 7.6 c) dargestellt. Auf Grund der geringen SU-8 Schichtdicke kann mittels ghi-Filter belichtet werden, was in einer notwendigen Dosis von 400 mJ/cm^2 resultiert. Ein Hardbake bei 140°C für 30 min ist erforderlich, um das Polymer resistent gegen die noch folgenden Prozessschritte zu machen.

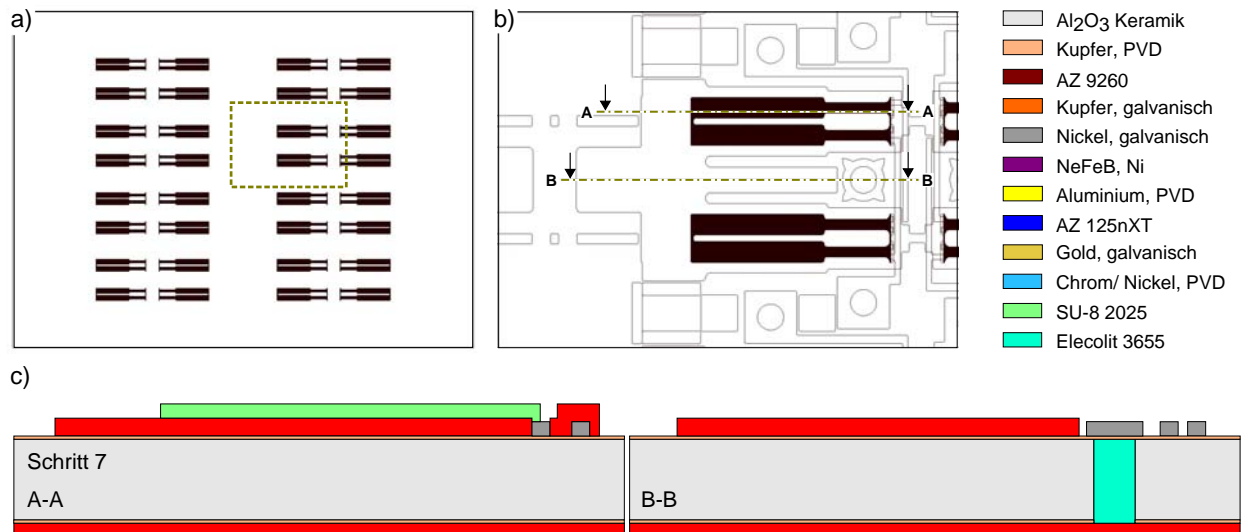


Abbildung 7.6: Einebnen der Kupferopferschicht mit SU-8 UV-Lithographie: a) Lithographiemaskenausschnitt für 4x4-Relaismatrix, b) Lithographiemaskenausschnitt für ein Mikrorelais und c) Schnittdarstellungen A-A und B-B des beschriebenen Prozessschritts.

7.1.5 PVD-Dünnfilmheizelemente

Um die metallischen Dünnfilmheizelemente mit Hilfe eines Lift-Off-Prozesses (vgl. Abbildung 7.7) lateral zu strukturieren, muss zunächst eine AZ 9260 Photoresistform UV-lithographisch gefertigt werden (vgl. Anhang Abbildung F.4). In den Bereichen der Heizelemente wird dazu der Lack belichtet und entwickelt. Auf Grund der darunter liegenden Opfer- und SU-8-Schichten weist der Resist bedingt durch Fließvorgänge nach dem Aufschleudern dort nur eine Schichtdicke von ca. $15 \mu\text{m}$ auf, weshalb die Belichtungs-dosis auf 2 J/cm^2 (ghi-Filter) reduziert werden muss. Nach der vollständigen Trocknung der Lackform wird eine 20 nm dünne Chromschicht, direkt gefolgt von einer 150 nm dünnen Nickelschicht aufgedampft (vgl. Abbildung 7.7 c) Schritt 8). Die Chromschicht dient dabei als Haftvermittler zwischen SU-8 und dem eigentlichen Nickeldünnfilmheizelement. Eine ultraschallunterstützte Entfernung der Photoresiststruktur samt darauf befindlicher Metallisierung in Aceton schließt das Lift-Off-Verfahren ab und lässt, wie in Abbildung 7.7 c) Schritt 9 gezeigt, die strukturierten Heizelemente zurück.

7.1.6 Zweite Leiterbahnebene und Heizelementschutz

Die Fertigung der zweiten Nickelleiterbahnebene erfolgt weitgehend analog zum Vorgehen aus Abschnitt 7.1.2 (vgl. Anhang Abbildung F.5). Den Unterschied stellt die auf Grund der bestehenden Vorstrukturierung notwendige Erhöhung der Galvanoformdicke auf $45 \mu\text{m}$ dar. Dadurch steigt die notwendige Belichtungs-dosis der AZ 9260-Schicht auf 4 J/cm^2 , was für die dicken Lackbereiche

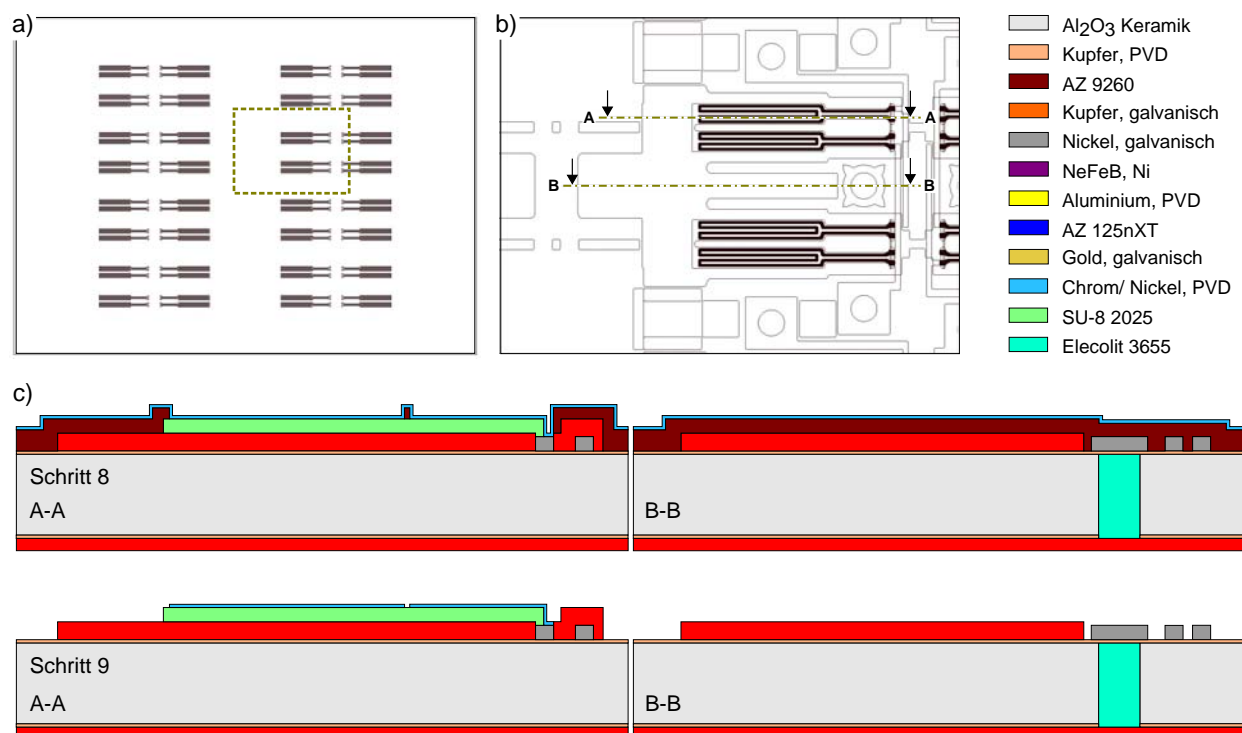


Abbildung 7.7: Herstellung der metallischen PVD-Dünnschicht-Heizelemente mit Hilfe von UV-Lithographie, Aufdampfen und Lift-Off-Technik: a) Lithographiemaskenausschnitt für 4x4-Relaismatrix, b) Lithographiemaskenausschnitt für ein Mikrorelais und c) Schnittdarstellungen A-A und B-B der beschriebenen Prozessschritte.

auf Substratniveau gerade ausreicht, die auf Grund der Vorstrukturierung automatisch dünneren Lackbereiche allerdings leicht überbelichtet. In Abbildung 7.8 c) Schritt 10 ist das Ergebnis der galvanischen Abformung von 20 µm Nickel zur elektrischen Kontaktierung unter anderem der PVD-Dünnschicht-Heizelemente dargestellt (vgl. Anhang Abbildung G.2). Nach dem Entfernen der AZ 9260-Resistform wird analog zum Einebnen der Kupferopferschicht (vgl. Abschnitt 7.1.4) eine zweite 20 µm dünne SU-8 Schicht zum Schutz der PVD-Heizelemente vor den noch folgenden Prozessschritten aufgebracht, was in Abbildung 7.8 c) Schritt 11 gezeigt ist (vgl. Anhang Abbildung F.3).

Um die Langzeitstabilität der metallischen Heizelemente stark zu erhöhen, werden im finalen Entwurf aufgedampfte Dünnschicht-Heizstrukturen eingesetzt. In Anwendungen mit nur wenigen Aktivierungszyklen oder einer stark begrenzten Systemlebenszeit, können als Alternative galvanisch gefertigte Heizelemente mit einer Schichtdicke von etwa 3 µm zum Einsatz kommen. Dabei vereinfacht sich der Fertigungsprozess auf Kosten der erreichbaren Langzeitstabilität. Die Einebnung der Kupferopferschicht aus Abschnitt 7.1.4 kann entfallen. Die Heizstrukturen können mit Hilfe der in Abbildung 7.8 a) gezeigten Lithographiemaske galvanisch gefertigt werden. Auch die in Abbildung 7.8 c) Schritt 11 gezeigte dünne SU-8-Schicht zum Schutz der Heizelemente ist in diesem Fall überflüssig.

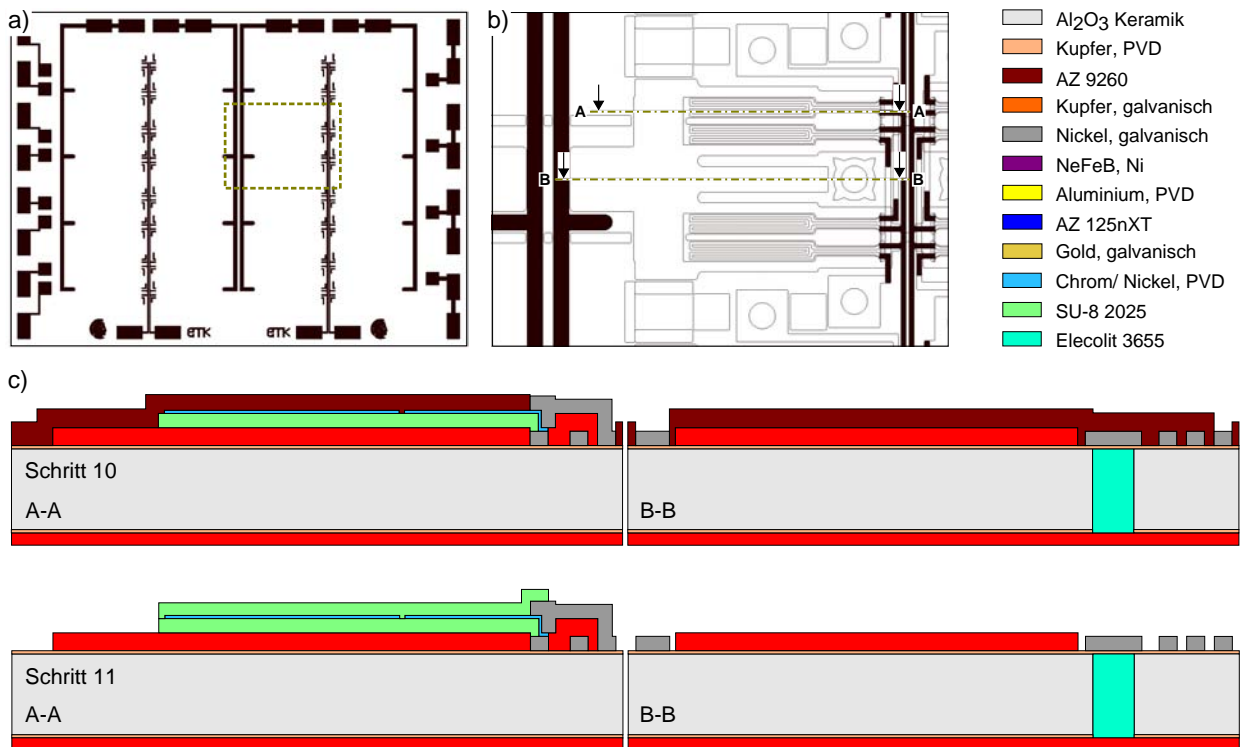


Abbildung 7.8: Aufbringen der zweiten Leiterbahnebene mittels UV-Lithographie und Galvanoformung und anschließendes UV-Strukturieren der SU-8 Schutzschicht: a) Lithographiemaskenausschnitt für 4x4-Relaismatrix, b) Lithographiemaskenausschnitt für ein Mikrorelais und c) Schnittdarstellungen A-A und B-B der beschriebenen Prozessschritte.

7.1.7 Elektrisches Nickelkontaktsystem

Auf Grund der hohen Nickelschichtdicken von $200\text{ }\mu\text{m}$ für das magnetostatisch bistabile elektrische Kontaktsystem ist für dessen Fertigung eine Galvanoform von mindestens $300\text{ }\mu\text{m}$ erforderlich. In der vorliegenden Arbeit wird dafür der in Kapitel 6 dargestellte Negativresist AZ 125nXT mit einer Schichtdicke von $400\text{ }\mu\text{m}$ verwendet (vgl. Anhang Abbildung F.6). Vor seiner Prozessierung muss eine 20 nm dünne Aluminiumschicht vollflächig auf den Wafer gesputtert werden, um einen Kontakt zwischen Kupfer und AZ 125nXT zu verhindern (vgl. Abbildung 7.9 c) Schritt 12, Kapitel 6 bzw. Anhang Abbildung G.5). Um ein ungewolltes Anhaften der Lithographiemaske auf der Lackoberfläche zu vermeiden und nahezu rechtwinklige Resistkanten zu erzielen, wird ein 13-stündiger Softbake bei 105°C durchgeführt. Die anschließende Belichtung erfolgt unter Verwendung des gh-Filters mit einer Dosis von 15 J/cm^2 . Der Entwicklungsfortschritt in AZ MIF 326 kann optisch kontrolliert werden, da nach erfolgreichem Abschluss der Entwicklung die 20 nm dicke Aluminiumschicht vom Entwickler geätzt wird und das rötliche Kupfer zum Vorschein kommt. Mit einer Stromdichte von $12,5\text{ mA/cm}^2$ wird die $200\text{ }\mu\text{m}$ dicke Nickelstruktur in 800 min galvanisch abgeschieden, was in Abbildung 7.9 c) Schritt 13 dargestellt ist. Das Entfernen der Galvanoform geschieht in einem 20-minütigen Acetonbad mit Wippschüttlerunterstützung und resultiert in dem in Schritt 14 gezeigten Schichtsystem.

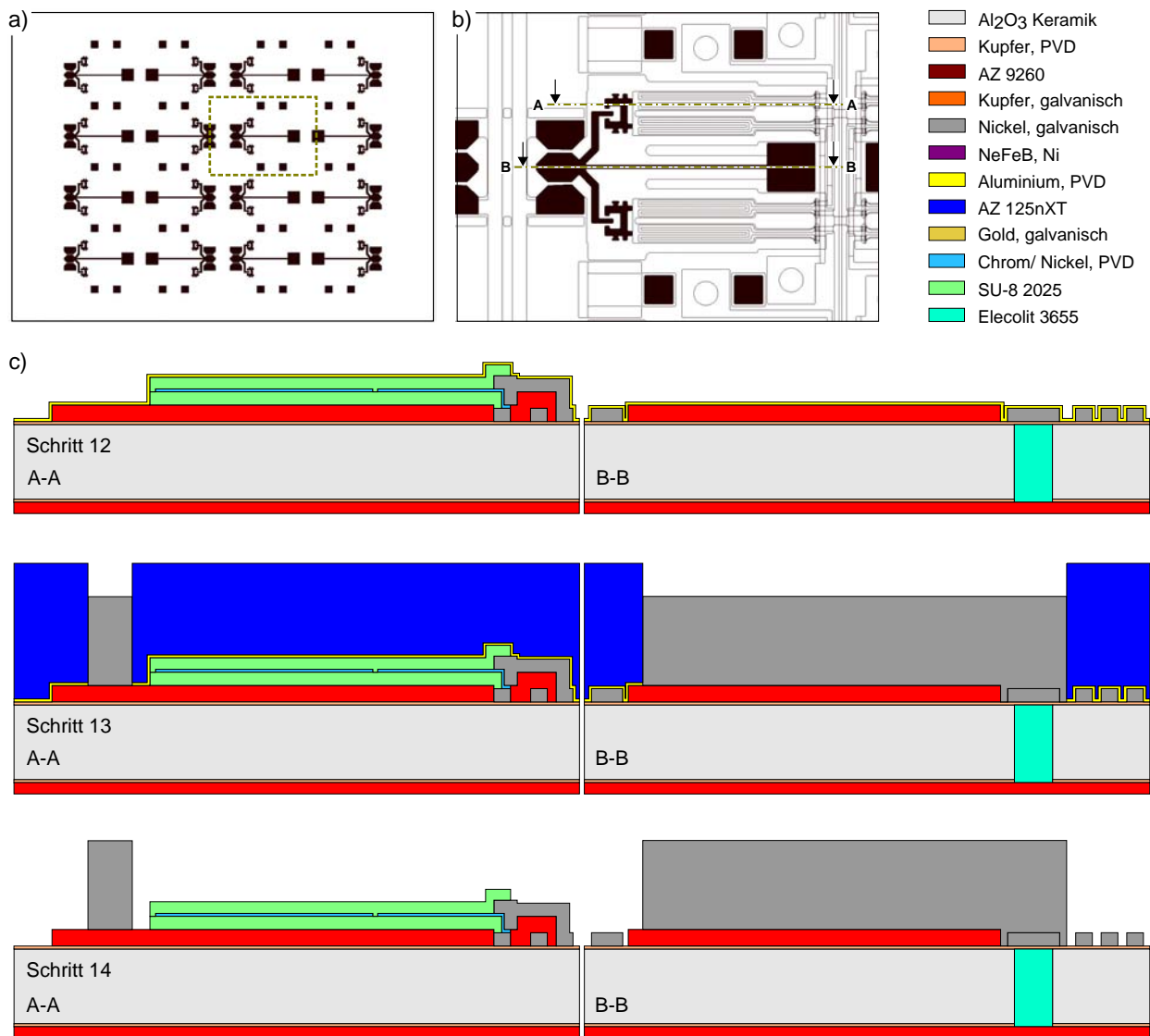


Abbildung 7.9: Fertigung des elektrischen Kontaktsystems mit AZ 125nXT UV-Tiefenlithographie und Galvanoformung: a) Lithographiemaskenausschnitt für 4x4-Relaismatrix, b) Lithographiemaskenausschnitt für ein Mikrorelais und c) Schnittdarstellungen A-A und B-B der beschriebenen Prozessschritte.

7.1.8 Polymere Konstruktions- und Funktionsstrukturen

Vor dem Aufbringen der 300 µm dicken SU-8 2025 Schicht als Konstruktions- und Funktionswerkstoff müssen die verbleibenden Aluminium- und Kupferschichten mit AZ MIF 326 und anschließend mit APDS für einige Sekunden geätzt werden. Um sicher zu stellen, dass keine Säurerückstände auf den galvanisch abgeschiedenen Metalloberflächen zurückbleiben und darüberhinaus die Kupferopferschicht im Sinne niedrigerer UV-Reflexion oxidiert wird, findet eine Lagerung des Wafers bei 60°C für 10 min in AZ 400k statt. Nach der Trocknung werden 4 ml SU-8 2025 auf die Waferoberfläche gegossen, verteilt und gebacken. Auf Grund der dicken Vorstrukturierung auf dem Substrat muss der in Kapitel 6 gezeigte Homogenisierungsschritt mit Hilfe eines Silikonkissens erfolgen. Die Belichtung (vgl. Anhang Abbildung F.7) geschieht anschließend mit einer Dosis von 1,4 J/cm² (i-Filter). Zur Reduktion von mechanischen Spannungen wird der Post Exposure Bake bei

maximal 75°C durchgeführt. Nach der Entwicklung (vgl. Abbildung 7.10 c) Schritt 15) erfolgt der Hardbake bei maximal 175°C unter Verwendung von Temperaturrampen von 10°C/h (vgl. Anhang Abbildung G.6). Um die Kupferopferschicht zu entfernen und die Strukturen freizustellen, wird der Wafer für mehrere Stunden in APDS geätzt (vgl. Anhang Abbildung G.7). Wie in Abbildung 7.10 c) Schritt 16 gezeigt, wird dabei auch die rückseitige Kupferschutzschicht entfernt.

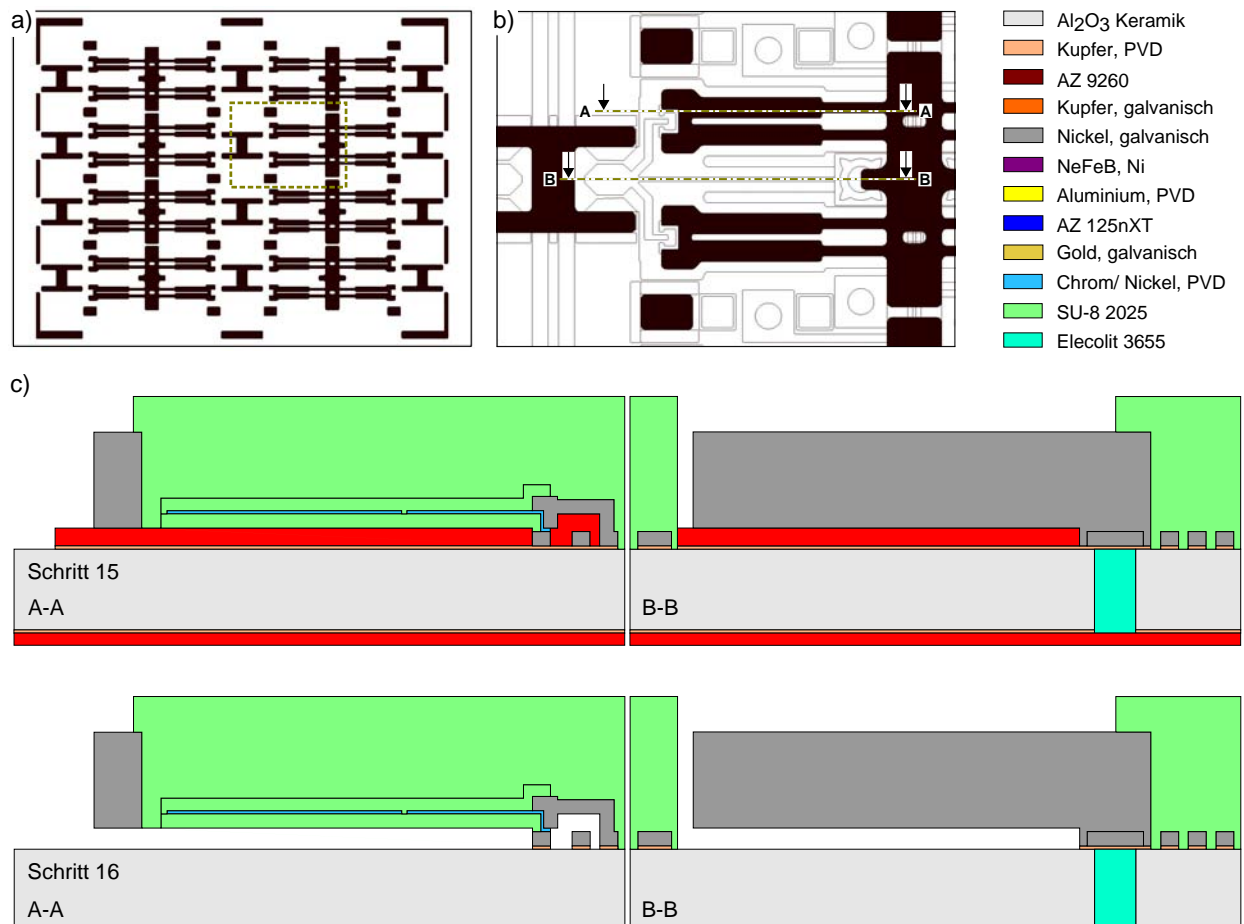


Abbildung 7.10: Herstellung der polymeren Konstruktions- und Funktionsstrukturen mittels SU-8 UV-Tiefenlithographie: a) Lithographiemaskenausschnitt für 4x4-Relaismatrix, b) Lithographiemaskenausschnitt für ein Mikrorelais und c) Schnittdarstellungen A-A und B-B der beschriebenen Prozessschritte.

7.1.9 Leiterbahnen auf der Rückseite

Zum Erzeugen der Nickelleiterbahnen auf der Rückseite des Substrats wird analog zu Abschnitt 7.1.2 eine 200 nm dicke Kupferstartschicht aufgesputtert. Darauf wird eine 30 µm dicke AZ 9260 Photolackform strukturiert (vgl. Anhang Abbildung F.8) und anschließend mit einer 20 µm dicken Nickelschicht abgeformt. Vor dem Entfernen der Lackform wird der Wafer an einer offenen Stelle rückseitig elektrisch kontaktiert. Auf diese Weise werden alle Nickelstrukturen auf Vorder- und Rückseite mit Hilfe einer Gold-Becherglasgalvanik (Gold-SF bei 55°C) mit einer 2 bis 3 µm dicken Goldschicht überzogen, die in erster Linie als edler Kontaktwerkstoff dient (vgl. Abbildung 7.11 c) Schritt 17). Nach dem Entfernen der Photolackform und der dünnen Kupferstartschicht steht

die fertige Mikrorelaismatrix, wie in Schritt 18 dargestellt, zur Verfügung (vgl. Anhang Abbildung G.8).

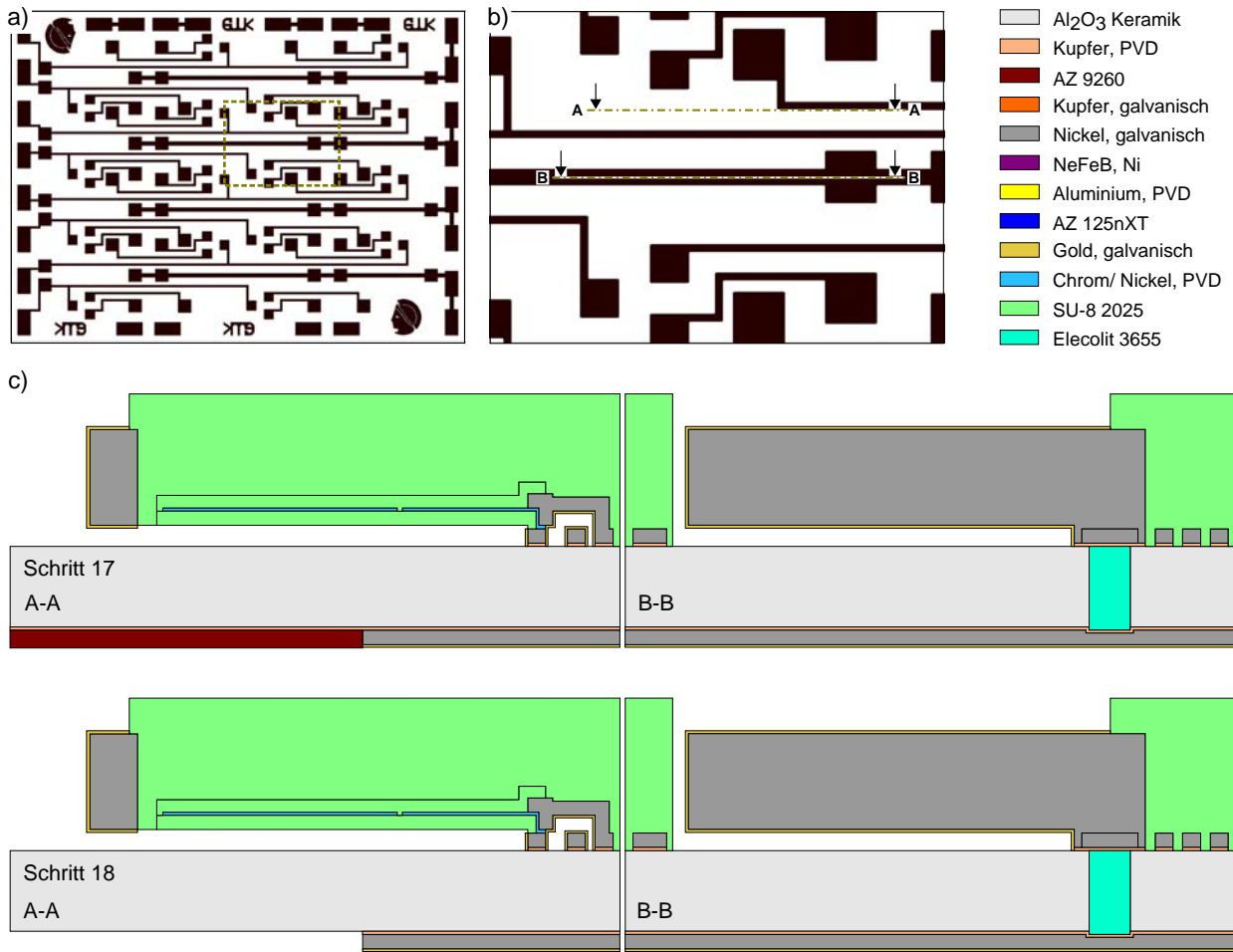


Abbildung 7.11: Aufbringen der Leiterbahnebene auf der Rückseite des Substrats mit Hilfe von UV-Lithographie und Galvanoformung: a) Lithographiemaskenausschnitt für 4x4-Relaismatrix, b) Lithographiemaskenausschnitt für ein Mikrorelais und c) Schnittdarstellungen A-A und B-B der beschriebenen Prozessschritte.

7.2 Aufbau- und Verbindungstechnik

Die vier noch im Waferverbund befindlichen Mikrorelaismatrizen werden mit Hilfe einer Wafer-säge (Disco DAD 341) vereinzelt. Um den Verschleiß der Sägeblätter zu minimieren, wird dazu ein vergleichsweise dickes Sägeblatt mit einer Schnittbreite von 300 µm eingesetzt. Die Aufbautechnik der vier resultierenden Einzelmatrizen zu zwei vollständig gehäuseten Schaltmatrix-Demonstratoren wird im Folgenden beschrieben.

7.2.1 Miniaturmagnetmontage und Gehäusung

Wie in Abbildung 7.12 a) dargestellt, werden die Miniaturmagnete (2,9 x 3,2 x 0,7 mm³) in die in Abschnitt 7.1.8 mitstrukturierten SU-8 Montagehilfen der ersten Matrix geklippt und dort verklebt. Die Magnete dienen dabei als permanente Flussquellen, gleichzeitig aber auch als Abstandhalter für eine um 180° gedreht aufgesetzte und verklebte zweite Matrix (vgl. Abbildung 3.12). In

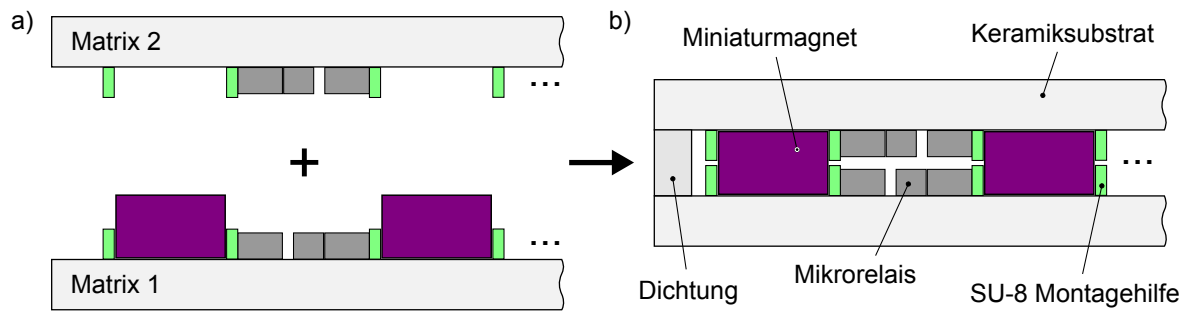


Abbildung 7.12: Aufbauprinzip der Schaltmatrix-Demonstratoren: a) Zwei vereinzelt Mikorelaismatrizen, wobei in Matrix 1 die Miniaturmagnete als Flussquelle und Abstandhalter – geführt durch die SU-8 Montagehilfen – eingesetzt werden und b) Aufsetzen der um 180° gedrehten Matrix 2, wobei nach Einbringen eines Dichtmaterials am Matrixrand ein vollständig gehäuster Schaltmatrix-Demonstrator mit 32 innenliegenden bistabilen SPDT-Mikorelais entsteht.

der vorliegenden Arbeit wird dabei nicht mehr auf die Füllung des Gehäuses mit Schutzgas und die notwendige umlaufende hermetische Dichtung eingegangen, was Gegenstand von weiterführenden Forschungen sein kann. Durch das Abdichten des Matrixrandes entsteht ein vollständig gehäuster Schaltmatrix-Demonstrator mit 32 innenliegenden bistabilen SPDT-Mikorelais, was in Abbildung 7.12 b) und 7.13 dargestellt ist.

Die gefertigten und durch Wafersägen vereinzelt Mikorelaismatrizen sind in Abbildung 7.14 a) dargestellt (vgl. Anhang Abbildung G.9). Die Miniaturmagnete sind bereits in eine der beiden Matrizen eingesetzt und dort verklebt. Abbildung 7.14 b) zeigt einen vergrößerten Ausschnitt aus der magnetbestückten Einzelmatrix – ein elektrothermisch aktuiertes magnetostatisch bistabiles Mikorelais.

7.2.2 Matrixverschaltung und Leiterbahnebenen

Zur zeilen- und spaltenweisen Ansteuerung der 32 innenliegenden Mikorelais des Schaltmatrix-Demonstrators werden, wie in Kapitel 4 beschrieben, pro Relais zwei Halbleiterdioden benötigt. Diese sorgen dafür, dass parasitäre Strompfade in der Ansteuermatrix (vgl. Abbildung 4.40 b) abgeschnitten werden und die Leistungsaufnahme der Matrix $P_{in,Mat}$ nur um die Verluste an der Halbleiterdiode im Strompfad erhöht wird (vgl. Tabelle 4.4). Auf Grund der geringen Baugröße und der Tatsache, dass zwei Halbleiterdioden in einem Gehäuse untergebracht sind, wird der Diodentyp BAV70W (SOT-323 Gehäuse) ausgewählt. Je Mikorelais muss daher eine Diode aufgelötet werden, was in Abbildung 7.15 gezeigt ist. Der fertige Schaltmatrix-Demonstrator kann dann über die außenliegenden Kontaktpads z. B. durch Lötmontage auf eine FR4-Platine kontaktiert werden.

Zum Betrieb der Mikorelaismatrizen sind mindestens drei Verdrahtungsebenen notwendig. Ein direktes Übertragen der Schaltpläne des Steuerkreises (vgl. Abbildung 4.40 b) und Abbildung 3.13) und des Lastkreises Abbildung 5.23 auf je eine Lithographiemaskenebene ist auf Grund sich kreuzender Leiterbahnen nicht möglich. Berücksichtigt man die elektrische Parallelschaltung von je zwei Mikroaktoren innerhalb eines Relais und eine möglichst große räumliche Trennung von Steuer- und Lastkreisleiterbahnen, so ergibt sich das in Abbildung 7.16 dargestellte Minimal-

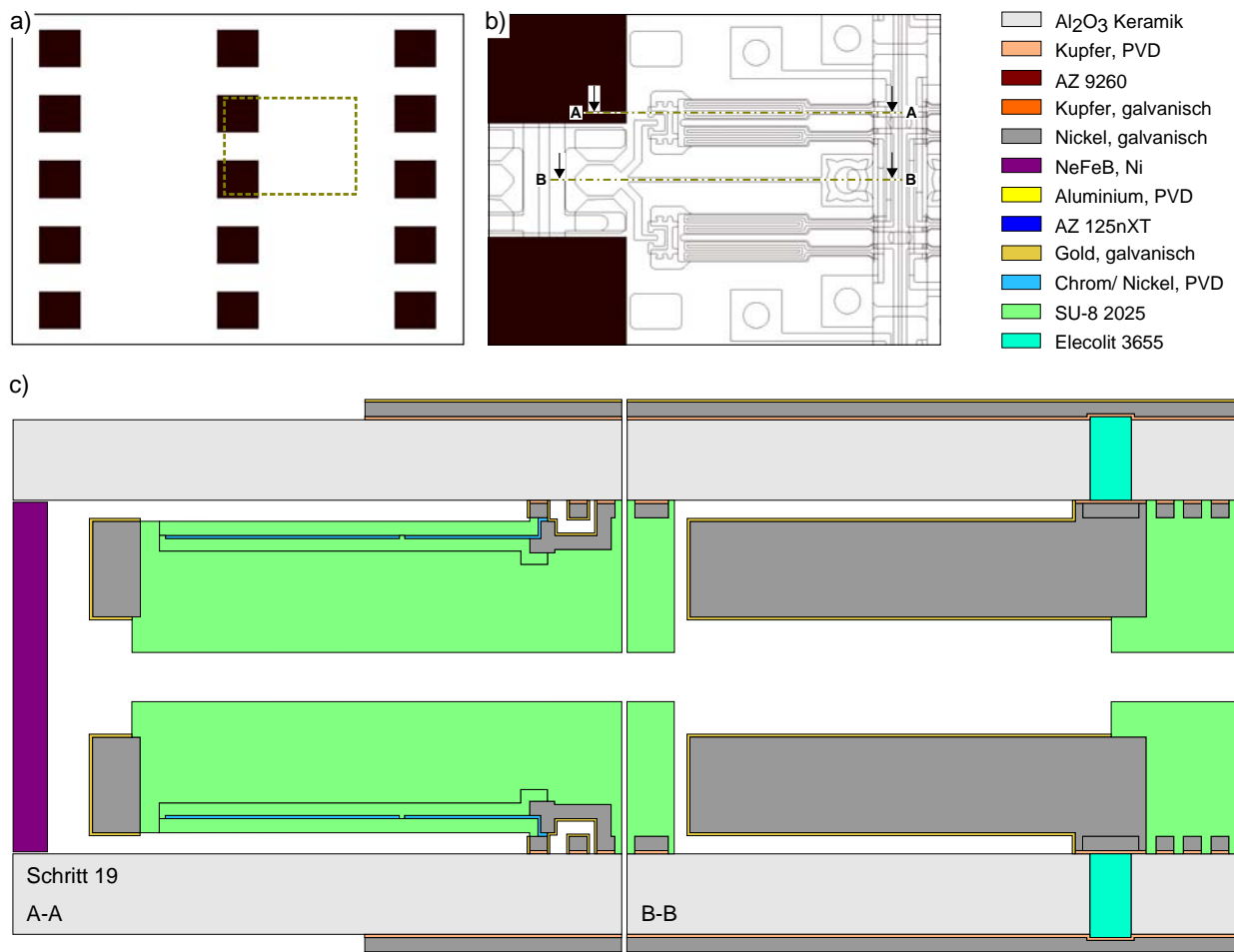


Abbildung 7.13: Vollständig gehäuseter Schaltmatrix-Demonstrator: a) Montagepositionen der Miniaturmagnete für 4x4-Relaismatrix, b) Montagepositionen der Miniaturmagnete für ein Mikrorelais und c) Schnittdarstellungen A-A und B-B der beschriebenen Aufbautechnik.

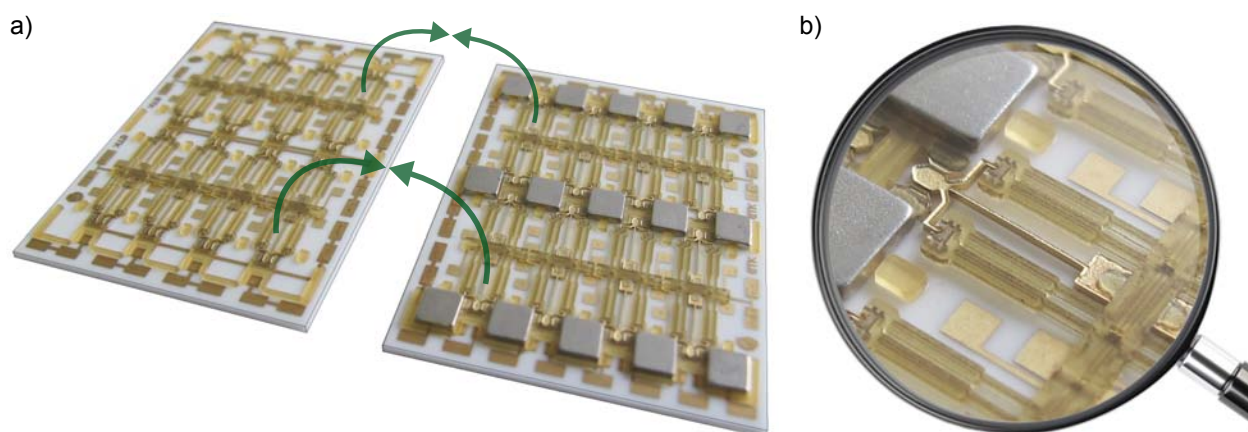


Abbildung 7.14: Aufgebaute und vereinzelte Mikrorelaismatrizen: a) Zwei offen liegende Einzelmatrizen, wobei in eine bereits Miniaturmagnete montiert sind (vgl. Abbildung 7.12) und b) vergrößerter Ausschnitt aus der magnetbestückten Mikrorelaismatrix – ein elektrothermisch aktuiertes magnetostatisch bistabiles Mikrorelais.

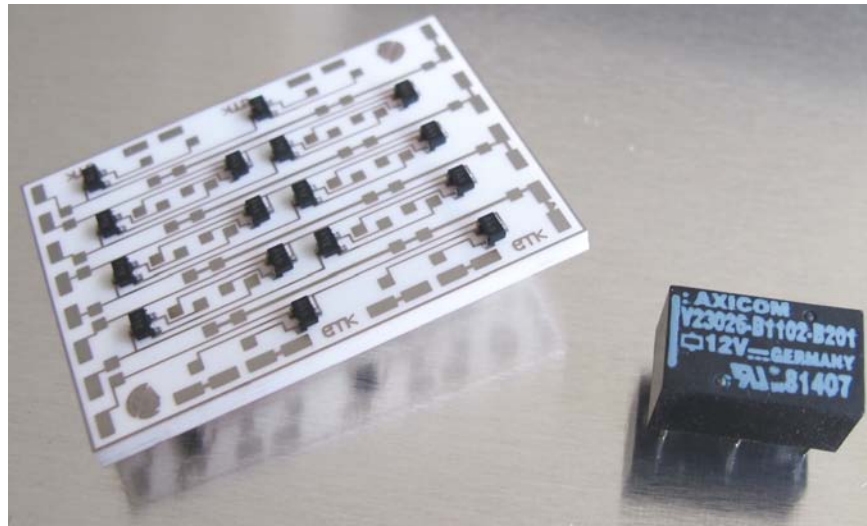


Abbildung 7.15: Vollständig gehäuseter Schaltmatrix-Demonstrator mit aufgelöteten Halbleiterdioden (BAV70W) zur Matrixansteuerung der 32 enthaltenen Mikrorelais neben einem kommerziellen P1 V23026 Signalrelais von Tyco Axicom.

layout der Verdrahtungsebenen. Die beiden Leiterbahnebenen auf der Vorderseite sind dabei zunächst über die Kupferopferschicht als Abstandhalter verbunden (vgl. Anhang Abbildung G.3) und werden beim abschließenden Kupferätzen elektrisch getrennt. Die Dünnschichtheizelemente werden zwischen erster und zweiter Ebene eingalvanisiert, was für eine stabile und reproduzierbare elektrische Verbindung sorgt.

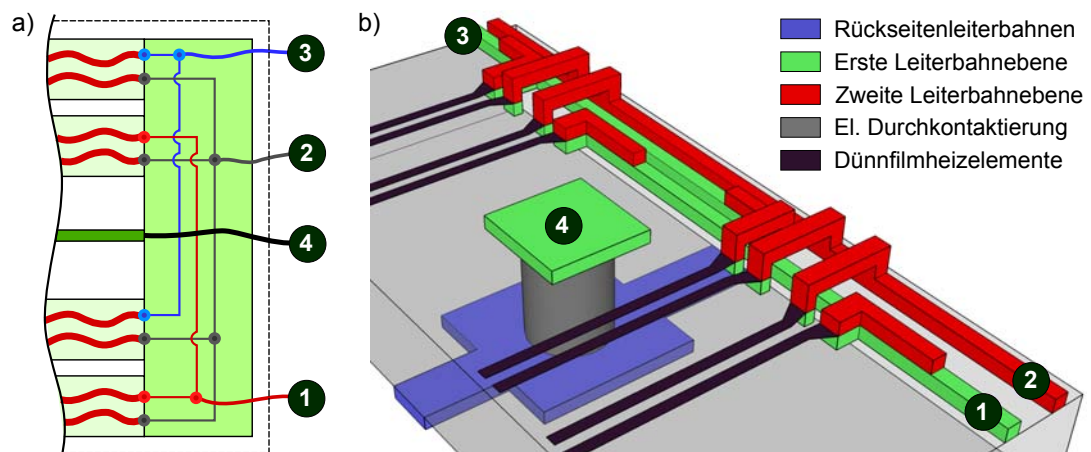


Abbildung 7.16: Zusammenhang zwischen den Schaltplänen des Last- und Steuerkreises und dem Minimal-layout der lithographisch umgesetzten Verdrahtungsebenen mit 1) Steuerspannung A, 2) gemeinsame Masse, 3) Steuerspannung B und 4) Signaleingang: a) Ausschnitt aus dem Gesamtkonzept des Mikrorelais mit elektrischer Parallelschaltung zweier Aktoren und b) Ausschnitt aus dem realisierten Layout der Verdrahtung von Last- und Steuerkreis.

7.3 Wirtschaftliche Aspekte

Im universitären Umfeld ist die Betrachtung von Kosten einer möglichen industriellen Mikrorelaisfertigung auf Grund fehlender Daten kaum möglich. Daher erarbeitet Brandt [29] die prinzipiell

zu berücksichtigenden Einflussfaktoren und stellt eine erste Herstell- bzw. Stückkostenabschätzung auf. Die Herstellkosten setzen sich dabei aus den Materialkosten (Rohstoffe, Hilfsstoffe und Betriebsstoffe), den Fertigungskosten (Abschreibungen auf Anlagen, Miete, Instandhaltung und Zinsen) und den Personalkosten (Lohnkosten, Lohnnebenkosten, Gemeinkosten und zusätzliche Gehaltsempfänger) zusammen.

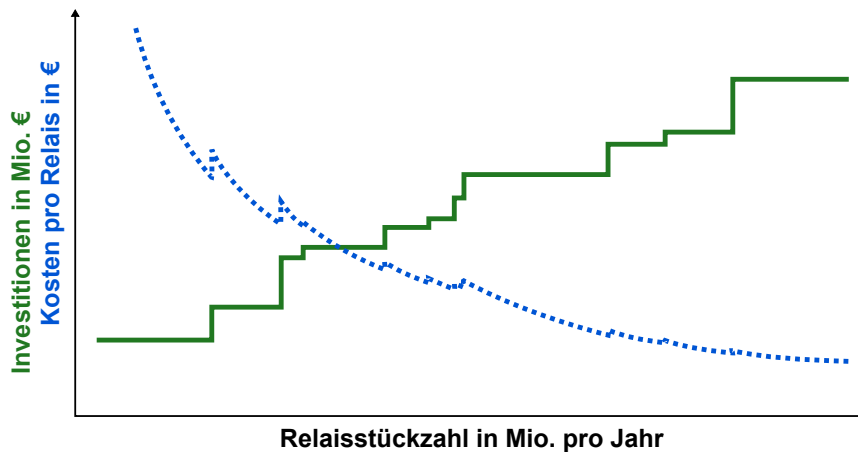


Abbildung 7.17: Verläufe der Investitionen und Stückkosten in Abhängigkeit der gefertigten Mikrorelais pro Jahr nach [29].

Der qualitative Investitionsverlauf ist in Abbildung 7.17 dargestellt. Die mindestens notwendige Ausstattung an Produktionsanlagen führt zur Grundinvestition im Diagramm. Mit steigender jährlicher Stückzahl wird die Kapazitätsgrenze einzelner Anlagen erreicht, was eine kostenintensive Erweiterung des Anlagenparks notwendig macht und zu einem stufenförmigen Investitionsverlauf führt. Diese Stufen wirken sich auch auf die Stückkosten, d. h. Herstellkosten bezogen auf die gefertigte Stückzahl, für geringe Mengen stark und für große Mengen weniger stark aus (vgl. Abbildung 7.17). Brandt ermittelt die Stückkosten für ein klassisches Signalrelais von Tyco Axi-com mit ca. 0,30 €. Unter der Annahme von 100 Mio. produzierten Mikrorelais pro Jahr zeigt die Abschätzung von Brandt Kosten pro bistabilem Mikrorelais in vergleichbarer Höhe, was das vorgestellte Mikrorelais industriell interessant macht.

Die vorliegende Arbeit adressiert durch die Kombination von Mikro- und Feinwerktechnik ganz bewusst den Bereich zwischen „großer Mikrotechnik“ und „kleiner Feinmechanik“. Durch den Verzicht auf teure Materialien und eine gezielte Entfeinerung der Fertigung lassen sich trotz großer Waferflächen kostengünstige Mikroaktorsysteme herstellen. Alle Geometrien sind dabei so gewählt, dass sich für die Fertigung große Prozessfenster ergeben, was die Ausbeute an funktionsfähigen Systemen deutlich erhöht. Die erarbeiteten und in Kapitel 6 vorgestellten Möglichkeiten zum Umgang mit rauen Prozessoberflächen senken nicht nur die Materialkosten durch den Einsatz von Polymer- oder Keramikwerkstoffen, sondern auch die Fertigungskosten durch den Verzicht auf wiederholte Läppschriffe nach jeder Galvanoformung. Darüberhinaus garantieren raue Prozessoberflächen eine sehr gute Haftung zu den darauf aufgebauten Mikrostrukturen.

8 Charakterisierung der aufgebauten Demonstratoren

Die mit dem im vorangegangenen Kapitel gezeigten Fertigungsprozess aufgebauten Mikrorelais- und Schaltmatrixdemonstratoren werden abschließend charakterisiert. Die Ergebnisse dieser Messungen werden getrennt nach Mikrorelais und deren Anordnung in der Schaltmatrix im Folgenden beschrieben.

8.1 Eigenschaften der Mikrorelais

Die aufgebauten Mikrorelaisdemonstratoren werden im Hinblick auf wichtige Relaiseigenschaften umfassend charakterisiert. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse ist vorab in Tabelle 8.1 dargestellt. Im Verlauf des Abschnitts werden die einzelnen Eigenschaften im Detail diskutiert.

Tabelle 8.1: Zusammenfassung der an den aufgebauten Demonstratoren (Version 1.53) gemessenen wichtigen Relaiskennwerte

Eigenschaft	Wert
Steuerleistung	ca. 240 mW
Energieaufnahme	ca. 140 mJ
Baufläche	3,6 x 5,8 mm ²
Kontaktkraft	ca. 9 mN
Kontaktabstand	ca. 95 µm
Kontaktwiderstand	ca. 30 mΩ
Durchgangswiderstand	ca. 46 mΩ
Stromtragfähigkeit	ca. 4500 mA
Schaltstrom	> 1500 mA@5 V
Schaltspannung	> 125 V@100 mA
Ansprechzeit	< 272 ms
Substrat	Al ₂ O ₃ -Keramik

8.1.1 Kontaktwiderstand

Der für Relais wesentliche Wert des Kontaktwiderstands liegt bei den aufgebauten Demonstratoren bis zu einer Schaltlast von 5 V@1000 mA im Bereich von 30 mΩ, was auf die große realisierte Kontaktkraft von ca. 9 mN zurückzuführen ist. Dieser Wert ergibt sich rechnerisch durch Subtraktion des ohmschen Widerstands der freitragenden Kontaktaufhängung von ca. 16 mΩ (vgl. Kapitel 5) vom Durchgangswiderstand. Damit wird sowohl die Forderung nach einem Kontaktwiderstand < 100 mΩ als auch der Wunsch < 50 mΩ erreicht (vgl. Kapitel 3). In Relaisversion 1.3 wird auf Grund der fehlenden Fasen am Kontakt und dem damit weniger robusten Fertigungsprozess ein mittlerer Kontaktwiderstand von 17,8 mΩ bei einer Kontaktkraft von ca. 12 mN erreicht [11]. Das Langzeitverhalten von polymerer Mikroaktorik und elektrischem Kontaktwiderstand wird bei Vierpunktmessungen an Luft (1 V@1 mA) für über zwei Millionen Schaltspiele nachgewiesen. Der für lange Zeit zwischen 25 und 35 mΩ stabile Kontaktwiderstandswert steigt nach zwei Millionen

Schaltspielen auf 85 bis 345 m Ω an, was in Abbildung 8.1 dargestellt ist. Die verwendete Schaltfrequenz beträgt 0,5 Hz, wobei im Diagramm jeweils 5000 Schaltspiele pro Zeitbereich aufgetragen sind.

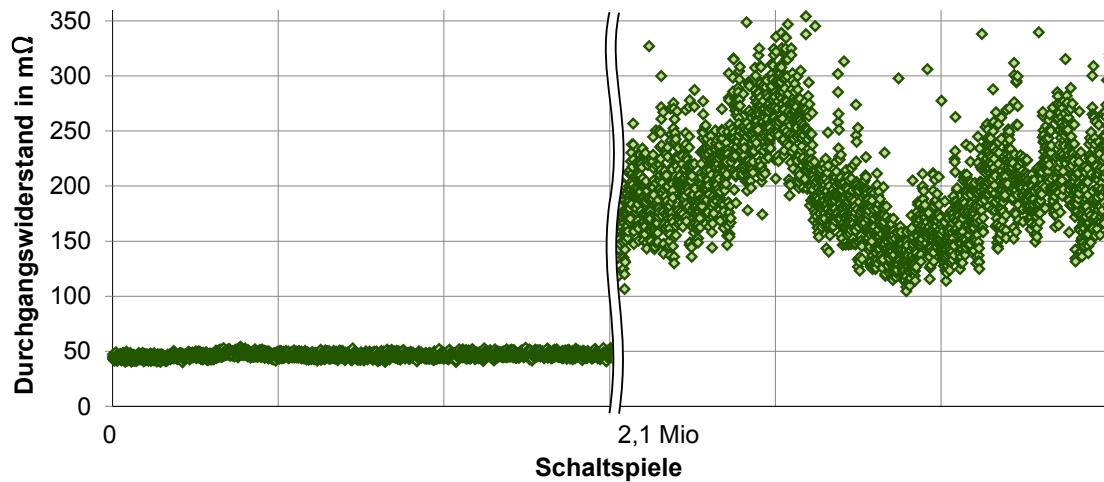


Abbildung 8.1: Langzeitverhalten der polymeren Mikroaktorik und des elektrischen Durchgangswiderstands als Diagramm des Widerstands in Abhängigkeit der bei 1 V@1 mA und 0,5 Hz durchgeführten Schaltspieluntersuchungen, wobei für beide Abschnitte je 5000 Zyklen dargestellt sind.

8.1.2 Isolationsfestigkeit

Die Messungen der Durchbruchspannung erfolgen durch stufenweises Erhöhen einer Spannung (Gleichspannung und Wechselspannung mit 50 Hz) bis auf Grund des elektrischen Durchschlags ein messbarer Strom fließt und die Spannung auf Grund der Strombegrenzung einbricht. Die Charakterisierung findet an unterschiedlichen Relais innerhalb einer 4x4-Matrix an Luft statt. Die geforderte Isolationsfestigkeit zwischen Last- und Steuerkreis von 300 VDC wird mit einer gemessenen Schwelle von ca. 900 VDC deutlich übertroffen (vgl. Abbildung 8.2 a). Der gewünschte Wert von 1500 VAC kann bei den Messungen an Luft nicht erreicht werden (vgl. Anhang Abbildung G.1 a).

Bei der Isolationsfestigkeit zwischen den offenen Lastkontakten können auf Grund des großen Abstands von $> 94 \mu\text{m}$ sowohl Forderung als auch Wunsch mit einer gemessenen Isolationsfestigkeit von 810 VDC übertroffen werden, was in Abbildung 8.2 b) dargestellt ist.

8.1.3 Stromtrag- und Schaltfähigkeit

Da der Schwerpunkt der Arbeit auf polymerer Mikroaktorik samt robusten Fertigungsprozessen liegt, wird die Charakterisierung des Mikrorelais im Hinblick auf seine Stromtrag- und Schaltfähigkeit über einige hundert Schaltspiele je Strom-/ Spannungskombination durchgeführt. Das Vergleichsrelais P1 V23026 von Tyco Axicom erreicht bei einer Last von 12 V@10 mA eine Lebensdauer von 50×10^6 , bei einer größeren Schaltlast von 30 V@1000 mA nur noch 10×10^3 Schaltspiele [208]. Eine deutliche Abnahme der möglichen Schaltspiele in Abhängigkeit der geschalteten Last wird auch beim vorliegenden MEMS-Relais erwartet, muss aber in Anschlussarbeiten detailliert untersucht werden. In Abbildung 8.3 sind Messungen bei 5 VDC Schaltspannung und acht

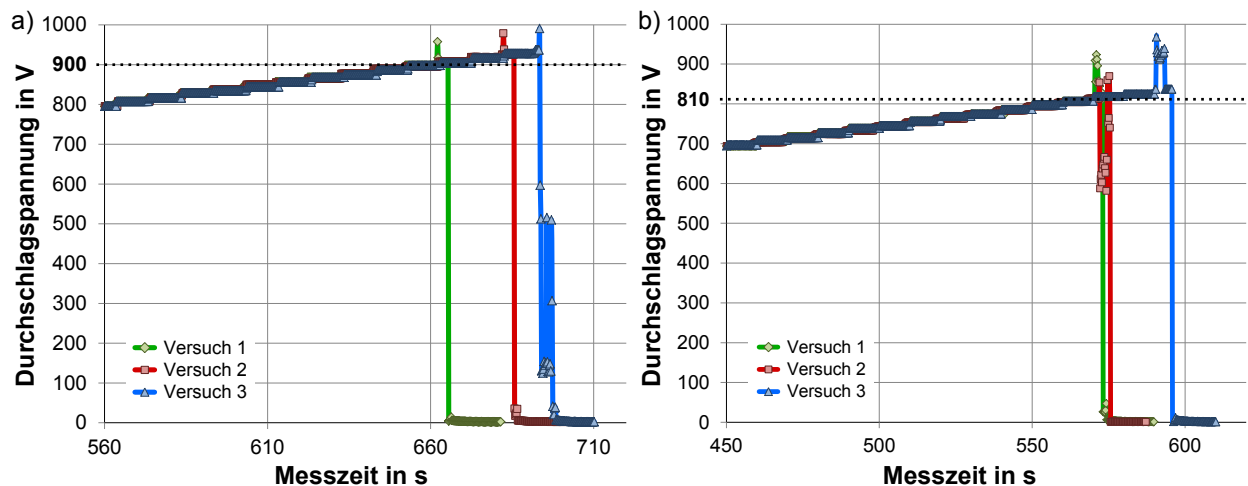


Abbildung 8.2: Messungen der Isolationsfestigkeit der Mikrorelais durch stufenweises Erhöhen der angelegten Prüfspannung in 10 V-Schritten an jeweils drei Demonstratoren an Luft: a) Durchbruchspannung von 900 VDC zwischen Last- und Steuerkreis und b) Durchbruchspannung von 810 VDC zwischen den offenen Lastkontakten.

verschiedenen Lastströmen bei einer Schaltfrequenz von 0,5 Hz unter Stickstoffatmosphäre dargestellt. Zu sehen ist, dass der elektrische Kontakt bis zu einem Laststrom von 2000 mA zuverlässig geschlossen und geöffnet wird, wobei die Streuung der Durchgangswiderstände mit dem Laststrom zunimmt.

In Abbildung 8.4 sind die Verläufe der Durchgangswiderstände und der Ansteuerleistungen für zwei Lastströme 10 und 1000 mA bei einer Schaltspannung von 5 VDC dargestellt. Wie auch schon in Abbildung 8.3 zu sehen, streuen die Kontaktwiderstände zwischen den einzelnen Schaltspielen. Im Fall des niedrigen Stromes ist bei geschlossenem Kontakt fast ausschließlich das Rauschen der Messtechnik zu erkennen (vgl. Abbildung 8.4 a). Bei einem in Abbildung 8.4 b) geschalteten Laststrom von 1000 mA ist ein zeitlich begrenzter Anstieg des Widerstands auf Grund der Joule'schen Kontakterwärmung sichtbar. Sobald der öffnende Mikroaktor eingeschaltet wird, steigt der Widerstand weiter an bis er beim Wegschnappen des Kontakts gegen einen unendlichen Wert strebt. In beiden Abbildungen ist die auf Grund des temperaturabhängigen Heizwiderstands sinkende Leistungsaufnahme der elektrothermischen Mikroaktoren bei Spannungsspeisung zu sehen. Die maximale Stromtragfähigkeit des Kontaktsystems liegt bei ca. 4500 mA, da das Nickel-Gold-System bei höheren Strömen ohne aktive Kühlung thermisch zerstört wird (vgl. Anhang Abbildung G.1 b).

Beim Einsatz des Mikrorelais im Bereich der Telekommunikation müssen vor allem hohe Spannungen von 125 V sicher geschaltet werden. Die dabei auftretenden Lastströme bewegen sich im Bereich von 10 mA. In Abbildung 8.5 sind vier Messungen bei Lastspannungen von 20 bis 150 V bei jeweils maximalem zuverlässig schaltbarem Laststrom gezeigt. Auch hier nimmt die Streuung des Durchgangswiderstands in Abhängigkeit der Lastspannung sichtbar zu. Die in Kapitel 3 geforderte Lastkombination 125 V@10 mA lässt sich mit dem vorgestellten Mikrorelais zuverlässig schalten. Der Wunsch nach der möglichen Schaltlast des P1 V23026 Relais von 30 V@1000 mA lässt sich mit den erzielten 30 V@750 mA nur teilweise erfüllen.

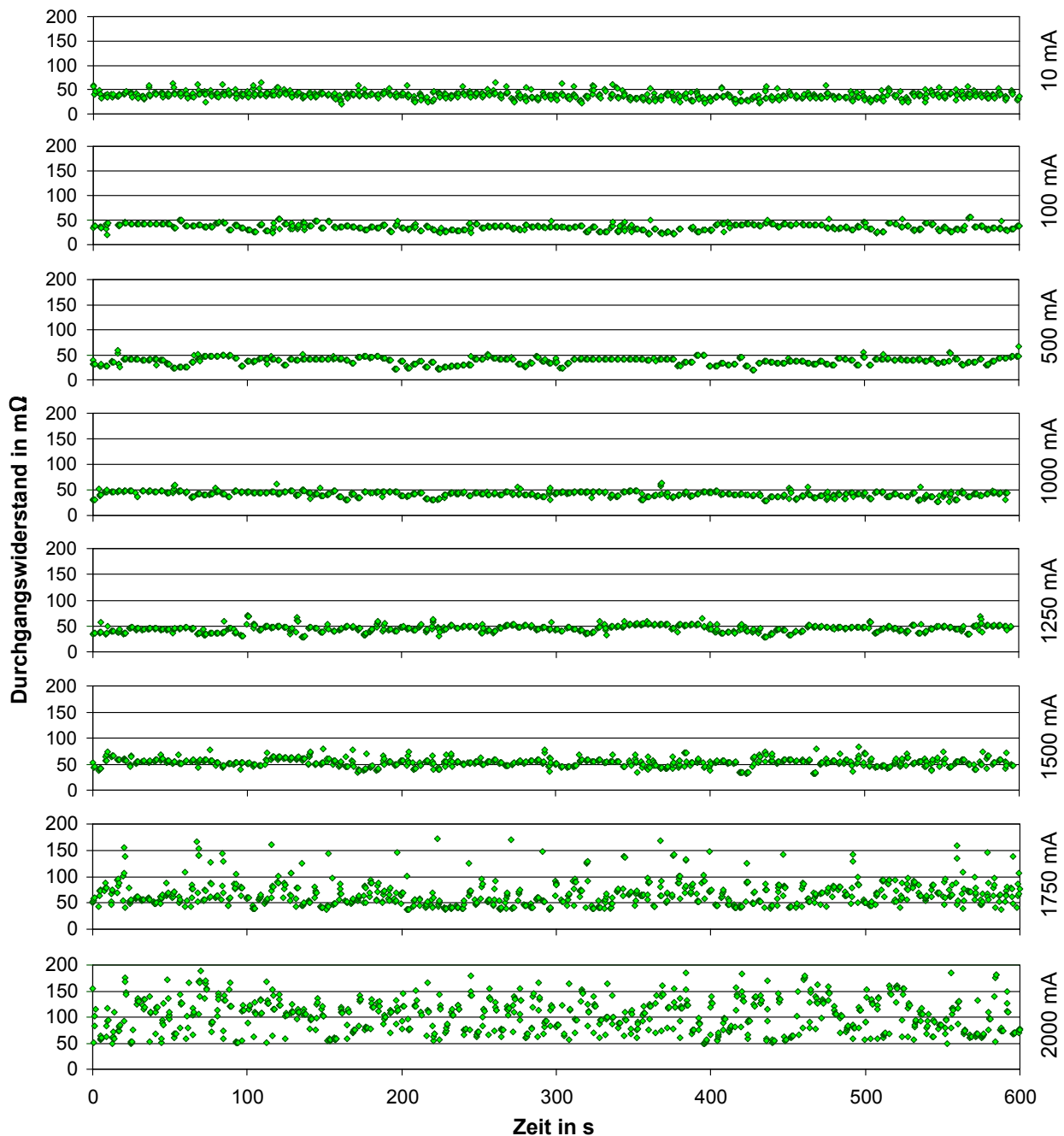


Abbildung 8.3: Messungen der beim Schalten von acht verschiedenen Lasten im Bereich von 10 bis 2000 mA bei einer Spannung von 5 VDC auftretenden Durchgangswiderstände. Gut erkennbar ist die mit dem Laststrom zunehmende Widerstandsstreuung.

8.1.4 Ansprechzeit und Prellverhalten

Wie in Kapitel 5 dargestellt, wird das Umschalten zwischen den beiden stabilen Zuständen durch magnetisch induziertes Schnappen beschleunigt. In Abbildung 8.6 sind zwei Oszillogramme der Aktorsteuerspannung und der über einer ohmschen Last abfallenden Spannung für eine geschaltete Last von 5 V@1000 mA dargestellt. Die Zeitspanne zwischen Einprägen der Steuerspannung auf den einschaltenden Aktor „Ein“ und dem Schalten des Laststroms beträgt 272 ms. Das Ausschalten nach der Betätigung des Aktors „Aus“ läuft mit einer Dauer von 167 ms etwas schneller ab. Ein

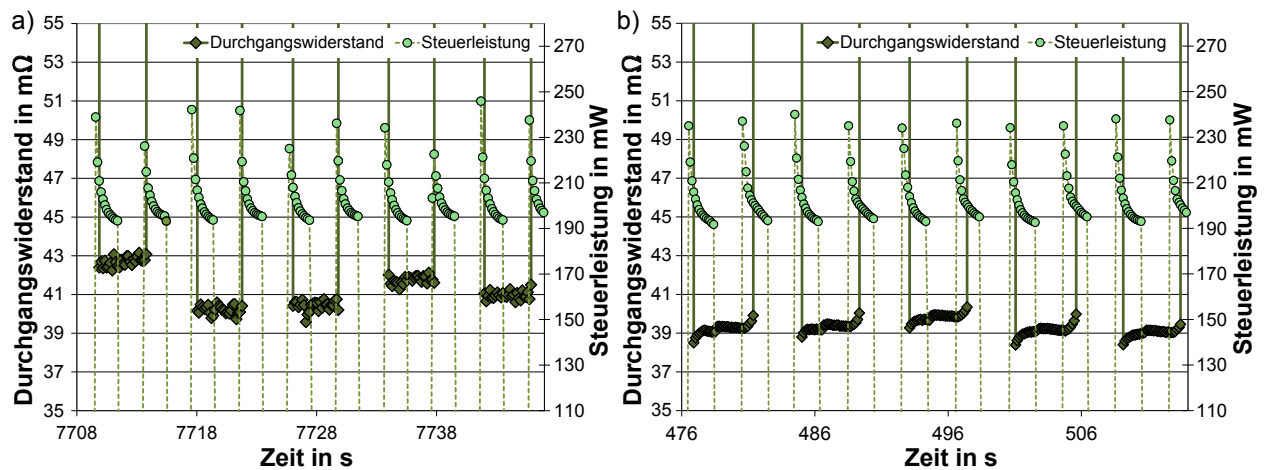


Abbildung 8.4: Messungen des Durchgangswiderstands und der Mikroaktorsteuerleistung in Abhängigkeit der Zeit bei zyklischem Öffnen und Schließen des elektrischen Kontakts (5 VDC): a) Für einen Laststrom von 10 mA und b) für einen Laststrom von 1000 mA, bei dem ein zeitlich begrenzter Widerstandsanstieg nach dem Kontaktschluss durch Joule'sche Erwärmung zu sehen ist.

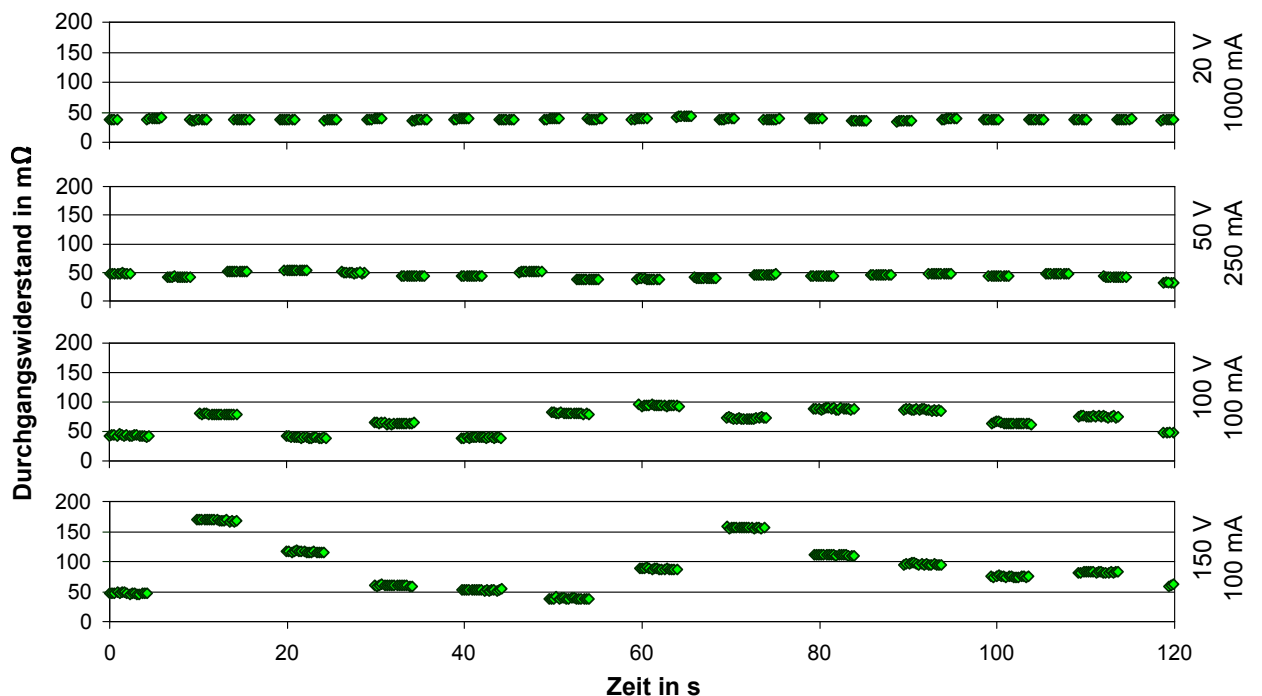


Abbildung 8.5: Messungen der beim Schalten von vier verschiedenen Lasten im Bereich von 20 bis 150 V bei jeweils maximal möglichen Strömen auftretenden Durchgangswiderständen. Auch hier ist die mit der Lastspannung zunehmende Widerstandsstreuung sichtbar.

Prellen des Kontakts ist auch bei hoher Abtastrate des Oszilloskops und einer zeitlichen Auflösung von 0,5 ms/Div nicht erkennbar.

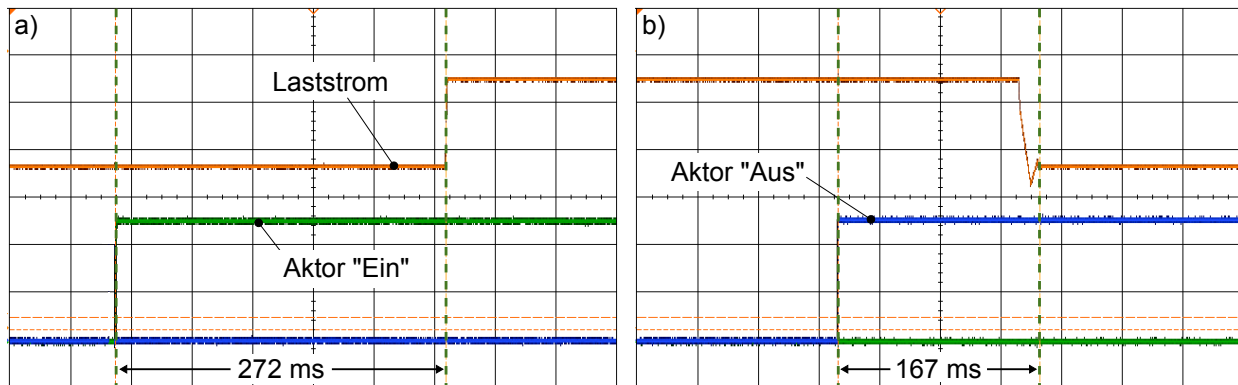


Abbildung 8.6: Oszillogramme (50 ms/Div) für eine geschaltete Last von 5 V@1000 mA mit dargestellten Steuerspannungen für Aktor „Ein“, Aktor „Aus“ und Verlauf des Spannungsabfalls über einer ohmschen Last: a) Die Einschaltzeit beträgt 272 ms und b) die Ausschaltzeit nur 167 ms, wobei in beiden Fällen kein Kontaktprellen zu beobachten ist.

In Abbildung 8.7 sind zwei Oszillogramme mit unterschiedlichen Steuerleistungen, Aktuierungszeiten und Schaltlasten dargestellt. In a) wird eine Last von 5 V@300 mA mit einer eingepprägten Steuerleistung von 240 mW für 600 ms, d. h. einer Energie von 144 mJ pro Schaltvorgang, geschaltet. Abbildung 8.7 b) zeigt das Schalten einer Last von 10 V@1250 mA beim Einkoppeln einer Steuerleistung von 310 mW für 450 ms, d. h. einer Energie von 140 mJ pro Schaltvorgang. Im zweiten Fall wird dadurch die Zeit zwischen Ansteuerung des Aktors „Ein“ und der Änderung des Laststromes von ca. 270 ms auf unter 190 ms verkürzt. Die vermutlich negativen Auswirkungen auf die Langzeitstabilität der auf diese Weise thermisch und mechanisch stärker belasteten Mikroaktoren ist bislang nicht umfassend charakterisiert und kann in Anschlussarbeiten untersucht werden.

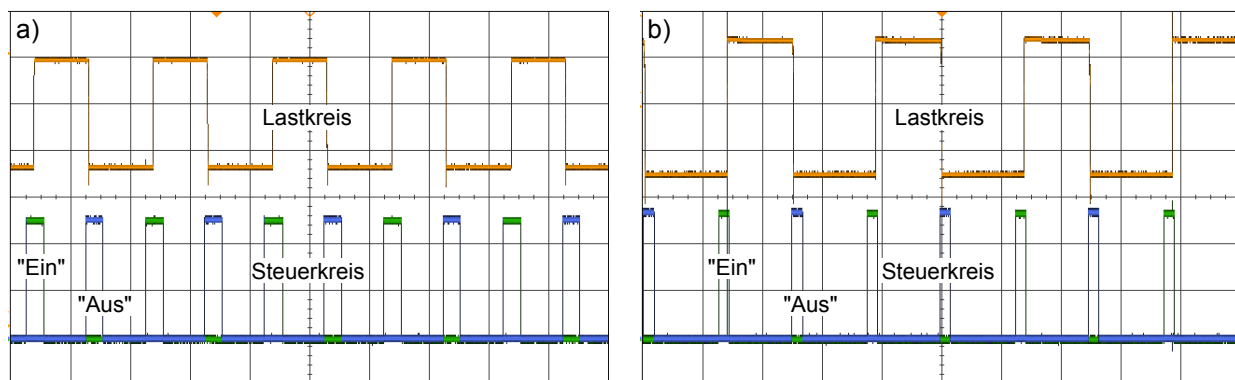


Abbildung 8.7: Oszillogramme (2 s/Div) mit dargestellten Steuerspannungen für Aktor „Ein“, Aktor „Aus“ und Verlauf des Spannungsabfalls über einer ohmschen Last: a) zuverlässig geschaltete Last von 5 V@300 mA mit einer Steuerleistung von 240 mW für 600 ms (144 mJ) und b) zuverlässig geschaltete Last von 10 V@1250 mA mit einer Steuerleistung von 310 mW für 450 ms (140 mJ).

8.2 Eigenschaften der MEMS-Relaismatrizen

Die nachfolgenden Abschnitte werden von einem Größenvergleich zwischen aufgebauten gehäuseten 4x4-Matrixdemonstratoren und dem Stand der Technik eingeleitet. Neben der Charakterisierung von einzelnen Relais ist bei der Fertigung im Nutzen auch die Reproduzierbarkeit der Eigenschaften über die gesamte Waferfläche entscheidend. Die gemessenen Eigenschaften werden dazu für vier 4x4-Mikrorelaismatrizen auf einem 4-Zoll-Substrat örtlich aufgelöst diskutiert. Abschließend werden die Hochfrequenzeigenschaften der Demonstratoren vorgestellt.

8.2.1 Größenvergleich zu klassischen Schaltmatrizen

Das Gehäuse von zwei der entwickelten bistabilen SPDT-Relais zu einem Bauteil bringt auf Grund der schlechten Nutzung der Miniaturmagnete durch zwei, anstatt durch vier Relais kaum (ca. Faktor 1,5) Bauraumvorteile gegenüber einem klassischen DPDT-Relais. Vergleicht man allerdings die gehäusete 4x4-Matrixanordnung der MEMS-Relais mit einer Schaltmatrix aus herkömmlichen Relais, so nimmt das benötigte Bauvolumen merklich ab. Um identische Schaltzustände realisieren zu können, muss die MEMS-Matrix aus 32 der entwickelten SPDT-Relais und die feinmechanische Matrix aus 16 DPDT-Relais bestehen. Das zum Ableiten der Anforderungen herangezogene Signalrelais P1 V23026 von Tyco Axicom benötigt in 4x4-Anordnung auf Grund seiner SPDT-Eigenschaft einen Bauraum von $2 \cdot 10908 \text{ mm}^3$ ($2 \cdot 52 \times 30,4 \times 6,9 \text{ mm}^3$), was in Abbildung 8.8 a) für 16 der 32 Relais gezeigt ist. Beim Einsatz des bislang kleinsten feinmechanischen Relais von Tyco Axicom (IM Relay, DPDT) ergibt sich für eine 4x4-Anordnung ein Volumen von 5424 mm^3 . Die gehäuseten 4x4-Matrixdemonstratoren beinhalten 2×16 Umschaltelemente und beanspruchen dabei lediglich ein Bauvolumen von $36 \times 26 \times 2,1 \text{ mm}^3 = 1966 \text{ mm}^3$, was 11 mal niedriger als beim P1- und immer noch 2,7 mal niedriger als beim IM-Relais ist (vgl. Abbildung 8.8 b).

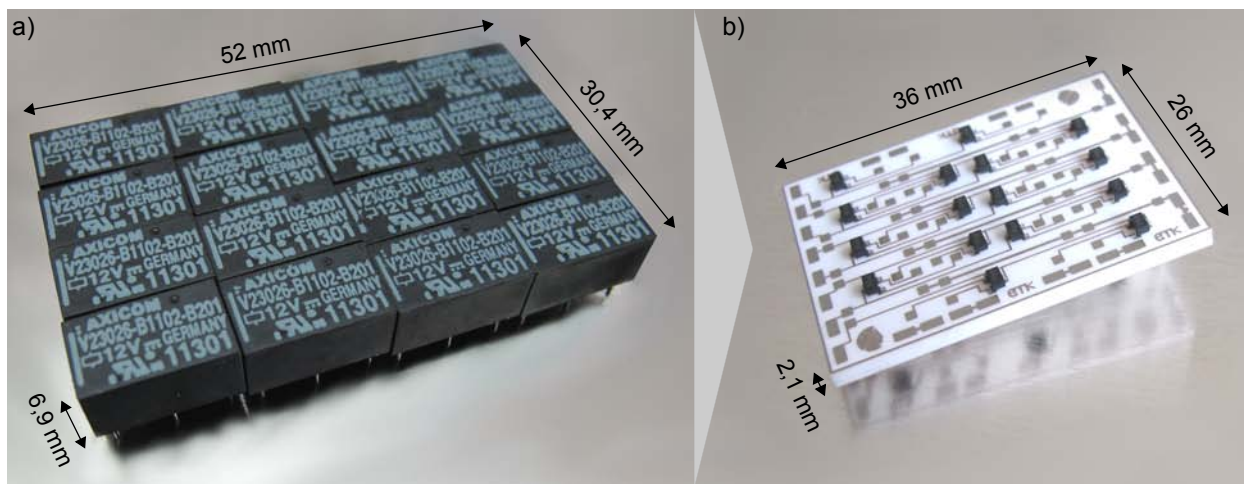


Abbildung 8.8: Größenvergleich von gehäuseten 4x4-Relaismatrizen: a) 16 von 32 kommerziell erhältlichen SPDT P1 V23026 Relais von Tyco Axicom mit einem Volumen von $2 \cdot 52 \times 30,4 \times 6,9 \text{ mm}^3$ und b) 32 Stück SPDT MEMS-Relais mit einem Volumen von $36 \times 26 \times 2,1 \text{ mm}^3$.

8.2.2 Reproduzierbarkeit der Steuerkreiswiderstände

Die Streuung der Aktorheizelementwiderstände führt bei konstanter Spannungsversorgung zu unterschiedlicher thermischer Leistungseinkopplung und damit zu unterschiedlichen Stellwegen bzw. Kräften. Die Verteilung dieser 16 x 8 Widerstände über der Waferfläche wird daher ohne die Zuleitungen gemessen und in Abbildung 8.9 farblich codiert für a) Dünnschichtelemente und b) galvanisch abgeschiedene Elemente dargestellt. Der Mittelwert im Fall der PVD-Heizstrukturen beträgt $122,7\,\Omega$ mit einer Standardabweichung von $2,0\,\Omega$. Für die beiden Extremwerte $119,0$ und $126,4\,\Omega$ ergibt sich ein maximales Widerstandsintervall von 6%, was sich linear auf die thermische Leistungsverteilung auswirkt. Im Fall der galvanischen Heizelemente liegt der auf Grund der dickeren Schichten geringere mittlere Widerstand bei $3,6\,\Omega$, wobei die Standardabweichung $0,07\,\Omega$ beträgt. Auch hier ergibt sich bei Betrachtung der Extremwerte $3,5$ und $3,7\,\Omega$ ein Widerstandsintervall von 5,5% mit entsprechender Auswirkung auf die Leistungsverteilung.

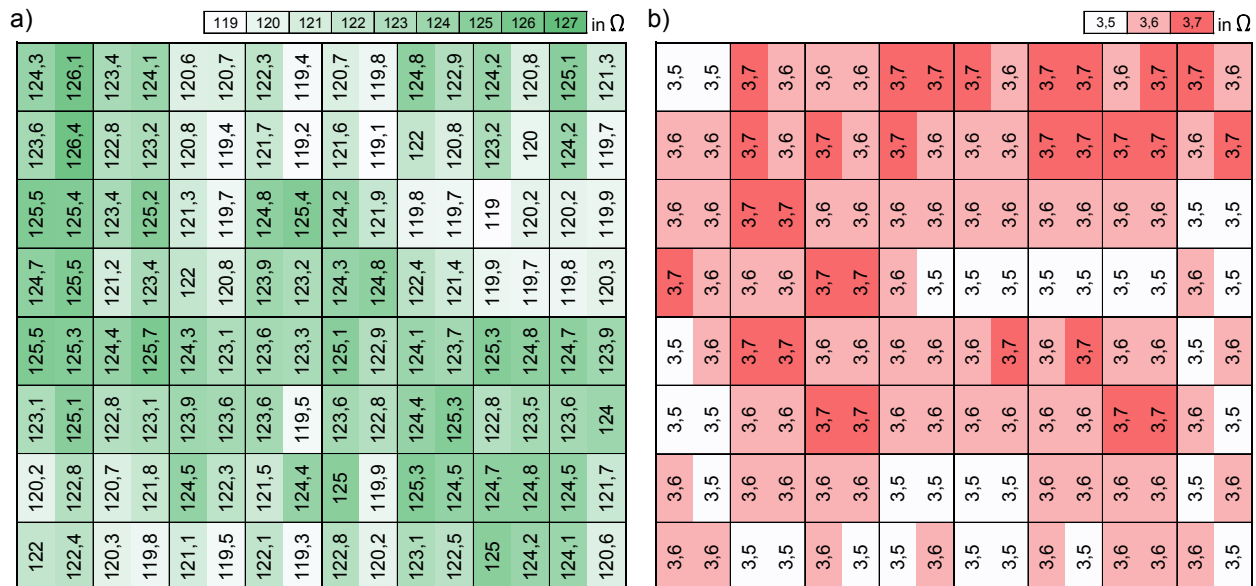


Abbildung 8.9: Verteilung der 16 x 8 Heizelementwiderstandswerte auf einer 4-Zoll-Waferoberfläche mit vier 4x4-Matrixdemonstratoren: a) Für Dünnschichtstrukturen mit einem Mittelwert von $122,7\,\Omega$ und b) für galvanisch gefertigte Heizstrukturen mit einem Mittelwert von $3,6\,\Omega$.

Beide Fertigungsverfahren sind auf Grund ihrer geringen Streuung dazu geeignet, reproduzierbare Widerstandswerte für die Heizelemente in elektrothermischen Mikroaktoren auf der Fläche eines 4-Zoll-Wafers zu gewährleisten. Neben der höheren Langzeitstabilität weist die Dünnschichtvariante noch einen weiteren Vorteil auf: Die Widerstandswerte liegen wegen der dünnen Schichten im dreistelligen Ohm-Bereich und sind damit deutlich höher als die Zuleitungswiderstände von bis zu $0,7\,\Omega$ in einer 4x4-Relaismatrix. Je nach Position der Mikroaktoren und damit der Heizelemente in der Matrix ergibt sich auf diese Weise ein Widerstandsoffset von bis zu 0,6% bei der Dünnschichtvariante und bis zu 20% im galvanischen Fall. Durch eine geometrische Anpassung der Zuleitungen kann dieser Effekt auf Kosten des lateralen Bauraums verringert oder sogar vollständig kompensiert werden.

8.2.3 Reproduzierbarkeit der Lastkreiswiderstände

Analog zum Steuerkreis müssen auch die Widerstände im Lastkreis reproduzierbar mit einer geringen Streuung fertigbar sein. Die Messungen an einem 4-Zoll-Wafer mit vier 4x4-Mikrorelaismatrizen weisen die in Abbildung 8.10 dargestellten Durchgangswiderstandsverteilung a) für die Einzelrelais und b) für die Anordnung in der 4x4-Matrix auf. Die gemessenen Durchgangswiderstände schließen den ohmschen Widerstand der Kontaktaufhängung ein und weisen einen Mittelwert von 42,5 mΩ mit einer Standardabweichung von 1,9 mΩ auf. Auf Grund des geringen Widerstandsbetrags dürfen die Zuleitungswiderstände nicht vernachlässigt werden. Für die Durchgangswiderstände des Signalkreises der 4x4-Matrixdemonstratoren ergeben sich abhängig von der Position in der Matrix Werte zwischen 132 und 471,7 mΩ, was in Abbildung 8.10 b) graphisch veranschaulicht ist. Die Durchgangswiderstände umfassen dabei Anteile der Kontaktpads, der Nickelleiterbahnen, der elektrischen Durchkontaktierungen, der freitragenden Kontaktaufhängung und des Kontaktwiderstands.

a)	38	39	40	41	42	43	44	45	46	in mΩ	b)	132	175	218	261	304	347	390	433	476	in mΩ
45,9	43,1	40,9	39,7	44,2	40,0	39,5	44,3				134,9	183,1	226,9	277,7	135,2	180,0	226,5	282,3			
39,5	38,6	45,0	45,4	40,2	42,3	40,1	43,2				159,5	209,6	262,0	314,4	162,2	212,3	257,1	314,2			
43,7	45,0	41,4	43,8	42,9	39,6	42,7	41,6				292,7	345,0	387,4	441,8	291,9	340,6	388,7	442,6			
43,3	44,8	39,7	44,3	43,8	44,8	39,9	44,7				321,3	373,8	414,7	471,3	322,8	371,8	413,9	471,7			
43,3	45,6	41,6	43,8	44,0	40,2	42,2	41,3				133,3	186,6	227,6	281,8	132,0	182,2	228,2	280,3			
41,8	39,7	43,8	44,1	41,5	42,5	44,6	42,7				161,8	210,7	262,8	313,1	160,5	214,5	261,6	311,7			
41,3	39,9	44,8	41,7	42,4	43,4	40,0	43,8				291,3	339,9	390,8	439,7	291,4	343,4	386,0	441,8			
44,9	40,9	41,3	43,4	45,4	40,0	40,2	42,2				322,9	368,9	416,3	469,4	323,4	370,0	415,2	470,2			

Abbildung 8.10: Verteilung der 8 x 8 Lastkreiswiderstandswerte auf einer 4-Zoll-Waferoberfläche mit vier 4x4-Matrixdemonstratoren: a) Durchgangswiderstände der elektrischen Kontakte inklusive freitragender Kontaktaufhängung mit einem Mittelwert von 42,5 mΩ und b) Durchgangswiderstände durch die Matrix mit Anteilen der Kontaktpads, der Nickelleiterbahnen, der elektrischen Durchkontaktierungen und der in a) gezeigten Durchgangswiderstände der Einzelrelais.

8.2.4 Hochfrequenzübertragungsverhalten

Trotz des Schwerpunkts der Arbeit auf der polymeren Mikroaktorik und deren robuster und kostengünstiger Fertigung werden zusätzlich zu den Untersuchungen der Gleichstromschaltfähigkeit auch die Hochfrequenzübertragungseigenschaften charakterisiert. Diese spielen bei Signalrelais – vor allem beim Einsatz für VDSL2 mit Frequenzen bis 30 MHz – eine ebenfalls entscheidende Rolle.

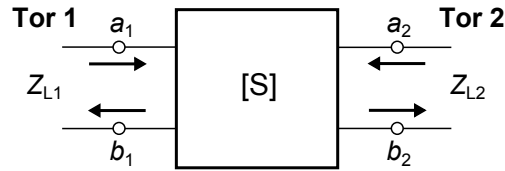


Abbildung 8.11: S-Parameterdarstellung eines Zweitors mit Wellengrößen in zweipoliger Darstellung nach [362].

Zur Beschreibung des Frequenzverhaltens werden dazu die Streuparameter (S-Parameter) Eingangsreflexionsfaktor S_{11} , Ausgangsreflexionsfaktor S_{22} , Vorwärts-Transmissionsfaktor S_{21} und Rückwärts-Transmissionsfaktor S_{12} herangezogen, die den Zusammenhang zwischen einlaufender und auslaufender Welle herstellen (vgl. Abbildung 8.11) [362, 363]. Dabei sind a_1 die am Tor 1 und a_2 die am Tor 2 einlaufenden Wellen. b_1 beschreibt die von Tor 1 und b_2 die von Tor 2 auslaufenden Wellen:

$$\begin{pmatrix} b_1 \\ b_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} S_{11} & S_{12} \\ S_{21} & S_{22} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a_1 \\ a_2 \end{pmatrix} \quad (8.1)$$

Die S-Parameter haben dabei folgende Bedeutung:

Eingangsreflexionsfaktor S_{11}

Reflexion an Tor 1 ohne Welleneinprägung am Tor 2:

$$S_{11} = \left. \frac{b_1}{a_1} \right|_{a_2=0}$$

Ausgangsreflexionsfaktor S_{22}

Reflexion an Tor 2 ohne Anregung an Tor 1:

$$S_{22} = \left. \frac{b_2}{a_2} \right|_{a_1=0}$$

Vorwärts-Transmissionsfaktor S_{21}

Vorwärts-Transmission ohne Anregung an Tor 2:

$$S_{21} = \left. \frac{b_2}{a_1} \right|_{a_2=0}$$

Rückwärts-Transmissionsfaktor S_{12}

Rückwärts-Transmission ohne Anregung an Tor 1:

$$S_{12} = \left. \frac{b_1}{a_2} \right|_{a_1=0}$$

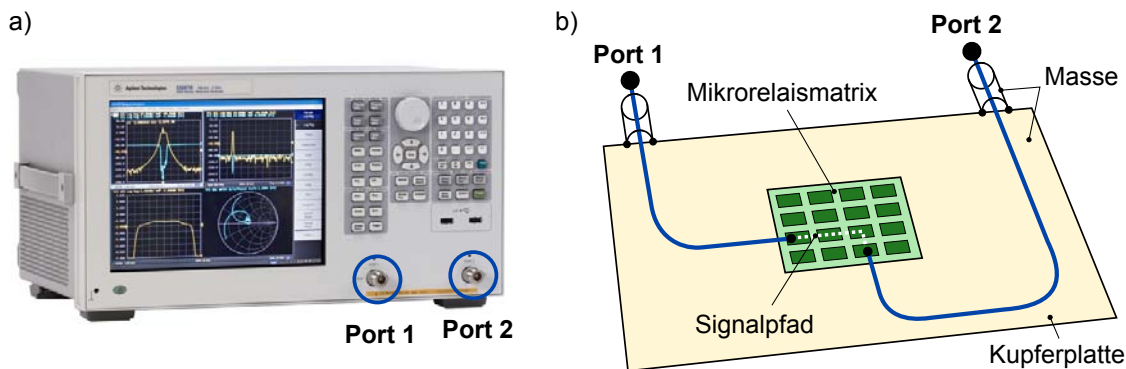


Abbildung 8.12: Charakterisierung des Hochfrequenzverhaltens der 4x4-Mikrorelaismatrix: a) Netzwerkanalysator E5061B von Agilent Technologies mit den Messports 1 und 2 und b) direkt auf die Ports aufschraubbarer Messaufbau mit Mikrorelaismatrix.

In Praxis werden die S-Parameter mit Hilfe von Netzwerkanalysatoren als Funktion der Frequenz gemessen. Der verwendete Netzwerkanalysator (Agilent Technologies E5061B) und der gewählte

Messaufbau sind in Abbildung 8.12 dargestellt. Die Mikrorelaismatrix liegt dabei auf einer vollflächigen Kupferplatte, die jeweils mit der Masse von Port 1 und Port 2 des Netzwerkanalysators verbunden ist. Die Signale werden über zwei 50 Ω -Koaxialleitungen an die Matrix herangeführt und sind durch Löten mit den außenliegenden Kontaktpads verbunden. Die Leitung an Port 1 weist eine Länge von 6,5 cm, die Leitung an Port 2 eine Länge von 13,5 cm auf. Die gemessenen Verläufe des Hochfrequenzverhaltens der 4x4-Matrixdemonstratoren bei ein- und ausgeschaltetem Signalpfad sind in Abbildung 8.13 dargestellt.

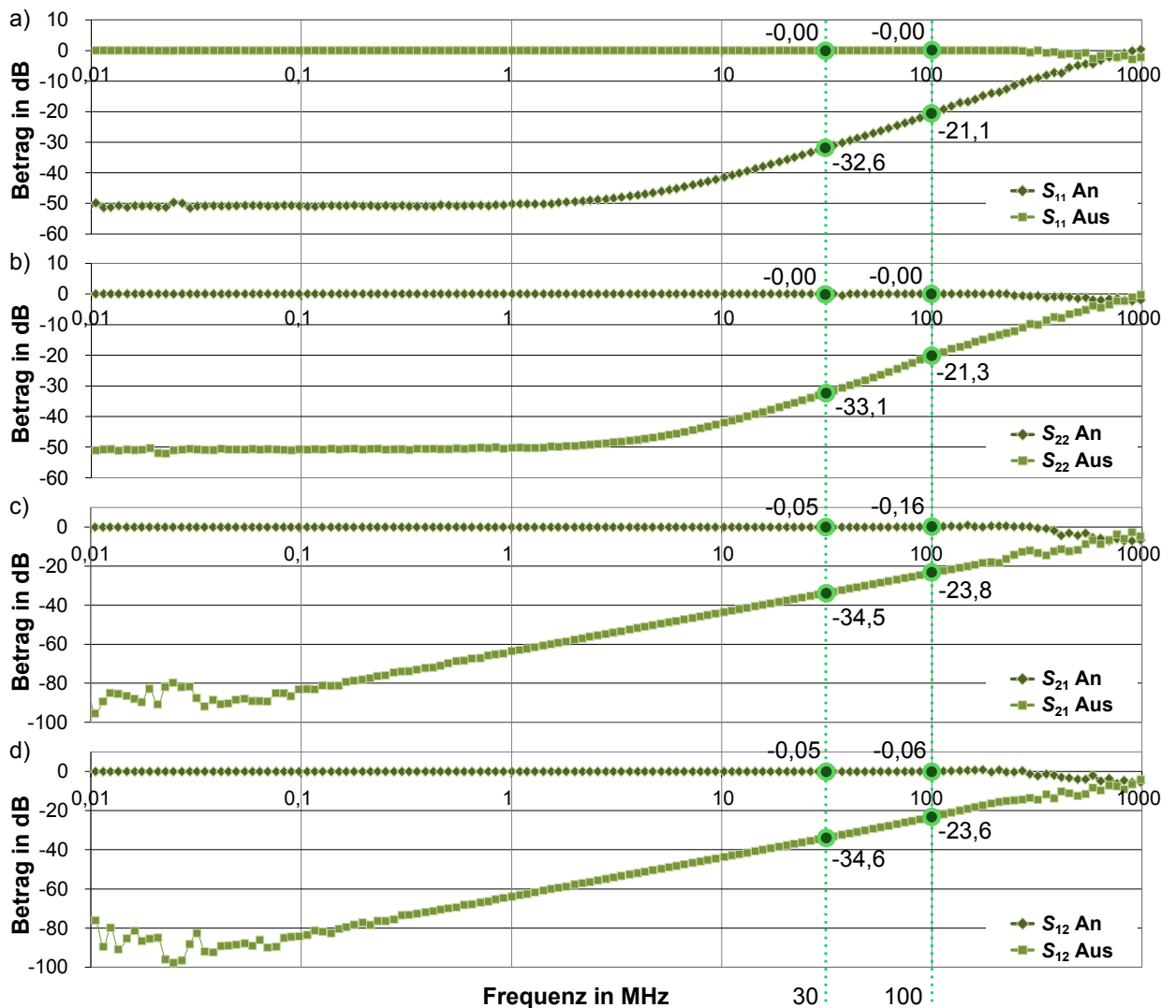



Abbildung 8.13: Messungen der Streuparameter an einem 4x4-Matrixdemonstrator bei ein- und ausgeschaltetem Signalpfad: a) Eingangsreflexionsfaktor S_{11} mit -32,6 dB im ein- und -0,00 dB im ausgeschalteten Zustand bei 30 MHz, b) Ausgangsreflexionsfaktor S_{22} mit -0,00 dB im ein- und -33,1 dB im ausgeschalteten Zustand bei 30 MHz, c) Vorwärts-Transmissionsfaktor S_{21} mit -0,05 dB im ein- und -34,5 dB im ausgeschalteten Zustand bei 30 MHz und d) Rückwärts-Transmissionsfaktor S_{12} mit -0,05 dB im ein- und -34,6 dB im ausgeschalteten Zustand bei 30 MHz.

Für den VDSL2-Bereich bis 30 MHz zeigt sich bei ausgeschaltetem Zustand eine Dämpfung von mindestens 32,6 dB, die im Bereich bis 100 MHz immer noch bei 21,1 dB liegt. Die Symmetrie der Messdaten von S_{11} und S_{22} bzw. S_{21} und S_{12} weist auf ein richtungsunabhängiges Übertragungsver-



halten hin, weshalb die Matrix auch im Hochfrequenzbereich bidirektional eingesetzt werden kann. In Kombination mit der gezeigten Gleichstromschaltfähigkeit sind die entwickelten Mikrorelais und MEMS-Relaismatrizen daher optimal zum Schalten von Signalen, z. B. in der Telekommunikation, geeignet.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit zeigt am Beispiel eines bistabilen Mikrorelais sowohl den modellbasierten Entwurf als auch die zugehörige Prozessentwicklung für die Fertigung von kostengünstigen Mikrosystemen. Die Miniaturisierung der Mikroaktorik wird dabei soweit betrieben, dass die in der Anwendung „Signalschaltmatrix“ notwendigen Kräfte und Stellwege erreicht werden. Die Kosten pro Relais (0,30 € bei 100 Mio. Stück) können nach einer Abschätzung von Brandt [29] trotz des großen lateralen Platzbedarfs mit den Kosten eines feinmechanisch gefertigten Signalrelais konkurrieren. Innerhalb der Arbeit werden skalierbare 4x4-Schaltmatrix-Demonstratoren erfolgreich entwickelt und aufgebaut, die sich auszeichnen durch:

- niedrigen Durchgangswiderstand
- hohe Spannungs- und Stromschaltfähigkeit
- großen Übertragungsfrequenzbereich
- galvanische Trennung von Steuer- und Lastkreis
- hohe Isolationsfestigkeit
- Energieeffizienz durch magnetische Bistabilität
- Stromrichtungsunabhängigkeit
- geringes Bauvolumen der Schaltmatrizen
- mikrotechnische Fertigbarkeit im Nutzen (Batch)

In den folgenden Abschnitten wird eine Zusammenfassung der Arbeit und ein kurzer Ausblick über die erzielten Forschungsergebnisse hinaus gegeben.

9.1 Bewertung der Forschungsergebnisse

Die in der Einleitung (vgl. Kapitel 1) gezeigte Grafik der Signalrelaisgenerationen ist in Abbildung 9.1 um das im Rahmen dieser Arbeit erforschte und realisierte Mikrorelais erweitert. Die Leistungsdaten der dritten Generation (3G) werden dabei erstmalig mit einem MEMS-Relais annähernd erreicht. Das Bauvolumen sinkt auf ca. 123 mm^2 pro Mikrorelais bei Annahme des 4x4-Matrixdemonstrators. Der Übergang von feinmechanisch zu mikrotechnisch gefertigten Signalrelais ist damit gezeigt und kann in Folgearbeiten weiter untersucht werden. Die im Verlauf der Arbeit durchgeführte Forschung und die daraus gewonnenen Erkenntnisse werden im folgenden Abschnitt zusammengefasst.

9.1.1 Ergebnisse der Arbeit

Als Fortführung der Dissertation von Thielicke [42] wird der Stand der Technik zu Mikrorelais aus Forschung und Industrie erarbeitet, analysiert und nach Aktorprinzipien strukturiert dargestellt. Die über 80 veröffentlichten Relaiskonzepte sind dabei für jeweils eine spezielle Anwendung entwickelt, weil auf Grund der geringen Baugröße Kompromisse bei den Leistungsdaten eingegangen werden müssen. Den größten Anteil der eingesetzten Antriebsprinzipien stellen die elektrostatischen Varianten dar. Die damit realisierten Kontaktwiderstände weisen allerdings auch

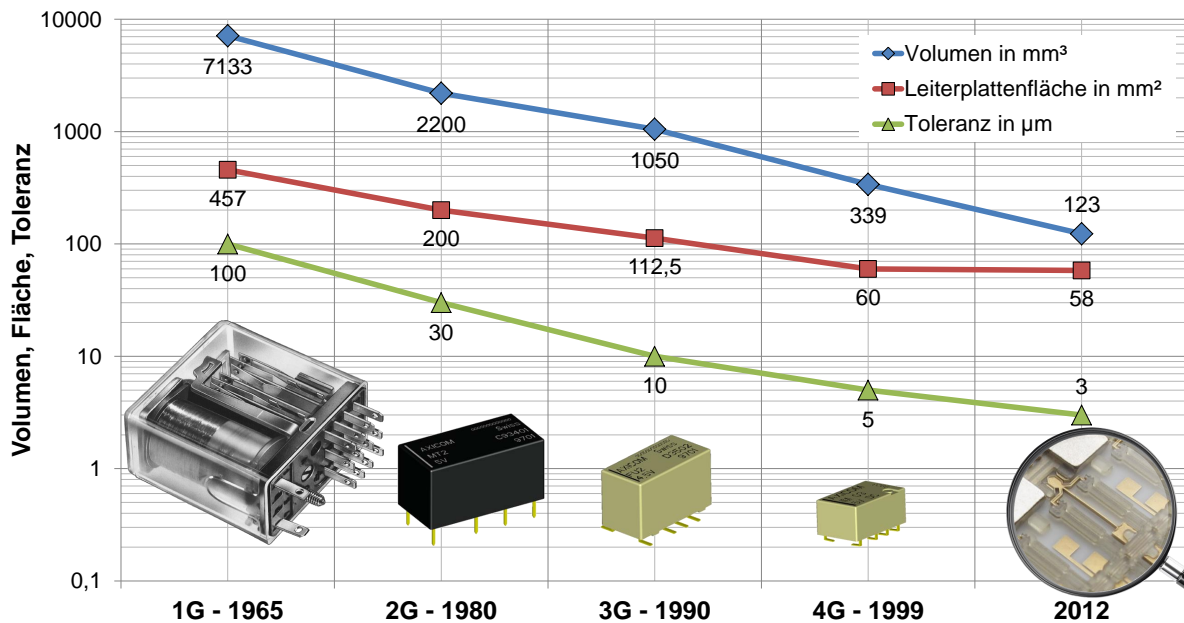


Abbildung 9.1: Entwicklung des Signalrelaismarktes nach [37], erweitert um die in der vorliegenden Arbeit erforschten bistabilen Mikrorelais mit einem berechneten Volumen von 123 mm³.

den weitesten Bereich zwischen 4 mΩ und 8,1 kΩ auf. Auf piezoelektrischen Mikroaktoren beruhende Mikrorelais erscheinen erfolversprechend, erfordern aber noch umfassende Material- und Technologieforschungen. Der generelle Trend im Bereich der MEMS-Relais geht in Richtung immer kleinerer Systeme, d. h. in Richtung von Nanorelais als Ersatz für elektronische Datenspeicherzellen. Im Gegensatz zu MEMS-HF-Schaltern sind bislang weder Mikro- noch Nanorelais mit ohmschen Kontakten kommerziell erfolgreich, was sich in Zukunft – auch auf Grund der hier gezeigten Ergebnisse – ändern kann.

Aufbauend auf der Analyse zum Stand der Technik und von kommerziellen Signalrelais werden wesentliche Anforderungen an Mikrorelais und Mikroaktorik abgeleitet. Die Konzeption findet unter bewusster Öffnung für neue Wege abseits der klassischen Mikrosystemtechnik samt den zugehörigen technologischen Randbedingungen statt. Das Hinzuziehen von feinmechanischen Verfahren und alternativen Werkstoffen erweitert den Lösungsraum signifikant. Die Bewertung der Teillösungen unter Berücksichtigung ihrer jeweiligen Fertigungsaspekte resultiert in einem neuartigen Konzept, das bidirektionale polymere elektrothermische Mikroantriebe mit einem magnetostatisch bistabilen Kontaktsystem verbindet [23]. Die Funktionsintegration des bistabilen Mechanismus und des elektrischen Kontaktsystems bietet wesentliche Vorteile, wie z. B. die Möglichkeit auf eine Überhubfeder zu verzichten. Der bidirektionale Einsatz der Mikroaktoren ermöglicht trotz Verwendung des polymeren Werkstoffes SU-8 eine Langzeitstabilität von über zwei Millionen Schaltspielen. Das vorgestellte Konzept umschließt dabei die gesamte Aufbau- und Verbindungstechnik mit Gehäusung und Verdrahtung.

Die Modellbildung, die Fertigung und die Charakterisierung der polymeren Mikroaktoren ist ein wesentlicher Schwerpunkt der Arbeit. Ausgehend von den vorgestellten Grundlagen zu den Wärmetransportmechanismen (Leitung, Konvektion und Strahlung) wird ein verteiltes thermisches Netzwerkmodell aufgestellt und in eine Widerstandsmatrix überführt. An Luft dominieren dabei die Konvektion und die Leitung durch den Luftspalt, in Vakuum die Wärmeleitung entlang

der Polymerstruktur und die Wärmestrahlung [35]. Die mit Hilfe des thermischen Modells analytisch bestimmbare Temperaturverteilung wird durch ein nachgeschaltetes elastomechanisches Modell in erzielbare Auslenkungen und Kräfte übersetzt. Die Betrachtung geschieht sowohl für das statische, als auch für das dynamische Aktorverhalten. Die thermische Zeitkonstante ist bei den betrachteten Mikroaktoren deutlich größer als die mechanische Zeitkonstante. Zur Validierung der analytischen Modelle werden numerische Simulationen in ANSYS™ und Messungen an gefertigten Demonstratoren durchgeführt. Auf Basis des analytischen Modells wird eine Diskussion der Einflussparameter auf die Aktorleistung durchgeführt. Ebenfalls erfolgt ein messtechnischer Nachweis der stark erhöhten Langzeitstabilität im bidirektionalen symmetrischen Aktorbetrieb und dem Einsatz von Dünnschichtheizelementen. Unter Berücksichtigung der gewonnenen Erkenntnisse und unter Verwendung des analytischen Modells wird der Entwurf der Mikroaktoren für die hier betrachtete Anwendung im Mikrorelais durchgeführt. Die Aktoren weisen dabei Kennwerte von 29 mN Blockierkraft und 60 µm Leerlaufauslenkung bei einer Steuerleistung von 120 mW auf.

Beim magnetostatisch bistabilen Kontaktsystem kann die durchgeführte analytische Modellbildung den qualitativen Kraftverlauf in Abhängigkeit der Kontaktposition vorhersagen. Der absolute Kraftbetrag ist auf Grund der komplexen Magnetfeldgestalt nur in numerischen dreidimensionalen Simulationen abschätzbar, was im Rahmen der Arbeit mit Hilfe der Software CST EM Studio™ durchgeführt wird. Die Einflussparameter auf die qualitative Kraftwirkung werden mit Hilfe des analytischen Modells, die Einflussparameter auf den quantitativen Kraftbetrag mittels numerischer Rechnungen diskutiert. Unter Berücksichtigung von Fertigungsaspekten wird der Entwurf des bistabilen elektrischen Kontaktsystems für die Anwendung im Mikrorelais durchgeführt. Die zur Verfügung stehende Messtechnik erlaubt die Charakterisierung der erzielten statischen Kontaktkraft von ca. 9 mN.

Ein zweiter Schwerpunkt der Arbeit liegt im Bereich der Prozessentwicklung im Hinblick auf robuste und kostengünstige Mikrosysteme. Dabei werden der Einsatz von alternativen Werkstoffen, wie FR-4 oder Keramik, die Integration von feinmechanischen Verfahren in die mikrotechnische Fertigung und die Entfeinerung der Herstellung durch Verzicht auf unnötige Prozessschritte mit den entsprechenden Auswirkungen diskutiert. Zur Mikrogalvanoformung werden wartungsarme Nickel- und Kupferelektrolyte herangezogen. Die notwendigen Galvanoformen werden in Bezug auf die resultierende Schichthaftung, Schichtdicke und Schichtqualität optimiert. Darüber hinaus werden die magnetischen Eigenschaften von galvanisch abgeschiedenem Nickel im BMBF-Projekt INSIGHT [17] in Abhängigkeit der gewählten äußeren Abscheidparameter untersucht und die Ergebnisse diskutiert. Die Arbeit liefert außerdem wichtige Erkenntnisse für die Dickschicht-UV-Tiefenlithographie, die hier mit Schichtdicken bis ca. 800 µm betrachtet wird. Dabei werden das Gießen als Alternative zum Schleudern und eine optimierte Justage und Belichtung mit hohen Aspektverhältnissen trotz rauher Oberflächen vorgestellt. Außerdem wird der Einsatz von SU-8 als Konstruktions- und Funktionswerkstoff ausführlich behandelt und der neue Photoresist AZ 125nXT wird erstmalig für Schichtdicken > 200 µm charakterisiert.

Auf Basis der durchgeführten Prozessentwicklung wird der vollständige Fertigungsprozess für das neuartige Mikrorelais bzw. die Mikrorelaismatrix beschrieben, was die dazu notwendigen UV-Lithographiemasken und Herstellungsverfahren einschließt. Im Rahmen der Arbeit werden zahlreiche Technologie- und Systemdemonstratoren im institutseigenen Reinraumlabor eigenhändig aufgebaut und charakterisiert. Die Charakterisierung umfasst dabei wesentliche Relaiseigenschaften.

ten, matrixspezifische Eigenschaften und die Reproduzierbarkeit der gefertigten Kontakt- und Heizelementwiderstände über die gesamte Waferfläche. Auch die Langzeitstabilität ist mit über zwei Millionen Schaltspielen für Mikroaktorik und Kontaktsystem nachgewiesen. Neben den dargestellten Ergebnissen werden außerdem die Ansteuerelektronik für die Signalrelaismatrixdemonstratoren inklusive digitalem Steuerbus entwickelt und aufgebaut sowie die Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen unter Annahme einer Skalierung des Fertigungsprozesses auf industriellen Maßstab durchgeführt. Die Leistungsdaten des entwickelten Mikrorelais werden im folgenden Abschnitt zusammengefasst und verglichen.

9.1.2 Erzielte MEMS-Relaiskennwerte

Das bereits in Kapitel 3 gezeigte Diagramm zu schaltbaren Lasten des P1 V23026 Relais ist in Abbildung 9.2 um die schaltbaren Lasten des bistabilen Mikrorelais erweitert. Das neuartige MEMS-Relais kann dabei einen weiten Lastbereich des klassischen Signalrelais abdecken. Hinter jedem Datenpunkt stehen bislang Messungen von ca. 500 Schaltspielen, bei denen kein negativer Einfluss auf den Kontaktwiderstand erkennbar ist. Langzeituntersuchungen zum Schaltverhalten im gesamten Lastbereich stehen noch aus.

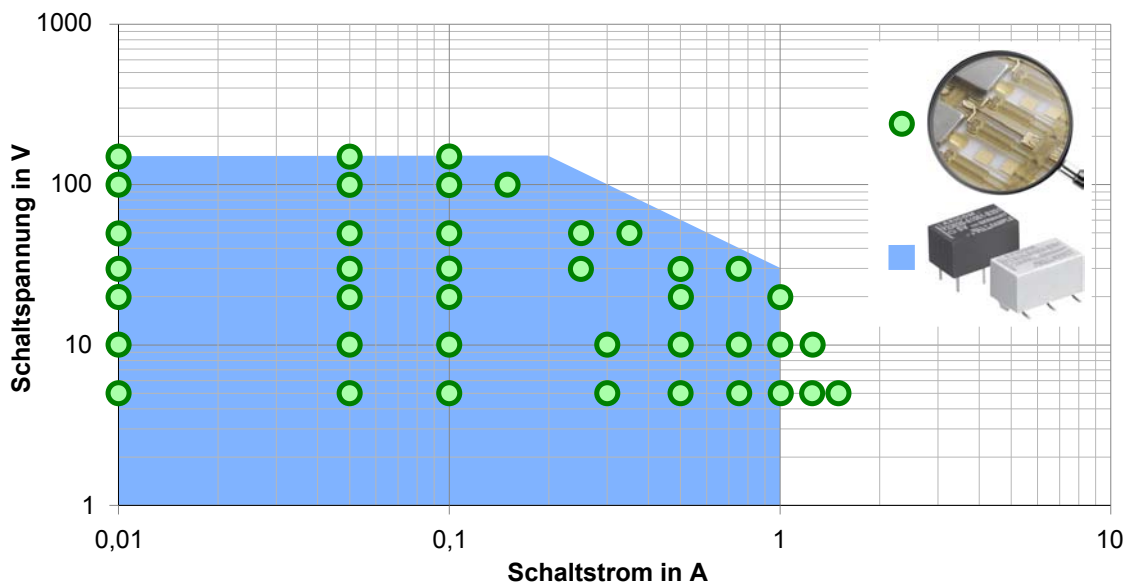


Abbildung 9.2: Gemessene Schaltlasten des bistabilen Mikrorelais mit je 500 Schaltspielen (Punkte) ohne erkennbaren negativen Einfluss auf den Kontaktwiderstand im Vergleich zum Schaltlastdiagramm des P1 V23026 Relais (Fläche) [208].

In Tabelle 9.1 sind die an das Mikrorelais gestellten Forderungen und Wünsche (vgl. Kapitel 3), die in Version 1.53 realisierten Eigenschaften und die Mittelwerte aus dem Stand der Technik mit den jeweiligen Extremwerten bei elektrothermisch aktuierten MEMS-Relais gegenübergestellt. Dabei ist zu sehen, dass alle an das neuartige Mikrosystem gestellten Forderungen übertroffen werden. Bis auf die beiden Wünsche nach einer schaltbaren Last $> 1 \text{ A@30 VDC}$ und einer Isolationsfestigkeit zwischen Steuer- und Lastkreis $> 1500 \text{ VAC}$ werden auch alle anderen Wünsche erfüllt. Im Vergleich zum Stand der Technik werden in allen Eigenschaften bessere Werte erreicht, lediglich die Steuerleistung des entwickelten Mikrorelais ist mit 240 mW um knapp 9% größer und die Ansprechzeit mit 272 ms länger als der Durchschnitt.

Tabelle 9.1: Vergleich wichtiger Kennwerte zwischen gestellten Anforderungen, in Relaisversion 1.53 realisierten Werten und den Mittelwerten von elektrothermischen Mikrorelais aus dem Stand der Technik

	Wichtige Anforderungen		Eigenes Relais	Stand der
	Forderung	Wunsch	(Version 1.53)	Technik (ETA)
Kontaktkraft	> 3 mN	> 6 mN	9 mN	4,1 mN (23,4 μ N - 20 mN)
Kontaktwiderstand	< 100 m Ω	< 50 m Ω	30 m Ω	10,2 Ω (60 m Ω - 49,2 Ω)
Schaltlast	> 10 mA@125 V	> 1 A@30 V	100 mA@125 V 750 mA@30 V	k. A.
Kontaktabstand	> 6 μ m	> 30 μ m	> 94 μ m	28,9 μ m (3 μ m - 114 μ m)
Isolationsfestigkeit				
- Steuer-Last	> 300 VDC	> 1500 VAC	900 VDC	k. A.
- Last-Last	> 300 VDC	> 500 VAC	810 VDC	k. A.
Steuerleistung	< 410 mW		240 mW	220 mW (12 mW - 935 mW)

Die erzielten Kennwerte des Mikrorelais zeigen, dass die Mikroaktorik auf den jeweiligen Anwendungsfall anpassbar ist und die hinsichtlich lateraler Abmessungen vergleichsweise großen Mikrosysteme auf Grund alternativer Werkstoffe und Fertigungsverfahren kostengünstig herstellbar sind. Bei ähnlichen Eigenschaften und Kosten wie das P1 V23026 Relais, kann das Bauvolumen der 4x4-Matrixdemonstratoren um den Faktor 11 und im Vergleich zum IM Relais um den Faktor 2,7 reduziert werden. Die vorgestellte Signalschaltmatrix ist daher für die in Abbildung 1.3 beschriebene Anwendung in einem Hauptverteiler oder einem Kabelverzweiger zum automatisierten Neuverschalten von Kupferleitungen geeignet. Sowohl das auf bidirektionalen elektrothermischen Antrieben basierende Mikrorelais, als auch dessen Anordnung und Gehäusung in einer Schaltmatrix sind daher zum Patent angemeldet [23].

9.1.3 Weitere Einsatzbereiche der Signalschaltmatrix

Neben dem Einsatz der entwickelten Matrix in einem Automated Distribution Frame können die matrixförmig angeordneten bistabilen Mikrorelais auch in anderen Anwendungen Verwendung finden. Die symmetrische 4x4-Ordnung der Matrixdemonstratoren kann dazu auf eine $m \times n$ -Ordnung verallgemeinert werden, was im Wesentlichen eine Frage der Leiterbahngestaltung darstellt. Die Größe der aufgebauten Schaltmatrizen wird nur von der zur Verfügung stehenden Waferfläche begrenzt. Im institutseigenen Reinraum sind alle Anlagen für 4-Zoll-Substrate ausgelegt, weshalb die dort maximal fertigbare Matrixgröße bei ca. 100 Schaltelementen liegt. Die aktuellen Anlagen in der Halbleiterindustrie können 12-Zoll-Substrate (300 mm) handhaben, was im Jahr 2015 voraussichtlich auf 18-Zoll-Substrate (450 mm) erweitert wird und damit Schaltmatrizen mit 2500 Mikrorelais ermöglicht. Entfernt man sich ganz von runden Substraten – wie beispielsweise bei der

Multilayer-Flachbaugruppen-Fertigung – können bei entsprechender Anpassung der Technologie auch rechteckige Substrate mit größeren Kantenlängen eingesetzt werden.

Im Folgenden werden exemplarisch drei weitere Einsatzgebiete der Signalschaltmatrix umrissen:

Messstellenumschalter in der Messtechnik

Der in Abbildung 9.3 a) gezeigte Einsatz für Automated Testing Equipment wird bereits von Thielicke [42] propagiert. Hier ist es besonders wichtig, dass die Schaltelemente kleine und vor allem reproduzierbare Durchgangswiderstände aufweisen. Auf Grund der erhöhten Ansprechzeit kann die Schaltmatrix überall dort eingesetzt werden, wo ein Umschalten zwischen einzelnen Messstellen nicht zeitkritisch ist, was z. B. bei der Langzeitüberwachung von Bauwerken der Fall ist.

Kanalumschalter in der Audiotechnik

Auch im Bereich der Audiotechnik müssen Signale in hoher Qualität automatisiert umschaltbar sein (vgl. Abbildung 9.3 b). Das lineare Übertragungsverhalten und die galvanische Trennung von Steuer- und Lastkreis sind hier von besonderer Bedeutung. Die Signalmatrix kann beispielsweise in Mischpulten Verwendung finden, in denen per Mikrocontroller unterschiedliche Audioeingänge auf unterschiedliche Audioausgänge geschaltet werden.

Energieverteilung in Smart Grids

Auf Grund des großen Schaltlastbereichs der vorgestellten Matrix kann sie, wie in Abbildung 9.3 c) gezeigt, auch zur Verteilung von elektrischer Energie begrenzt auf Kleinverbraucher bis ca. 20 W genutzt werden. Der nahezu unendliche Aus- und der sehr niedrige An-Widerstand sorgen für geringe elektrische Verluste. Mit Hilfe der Matrix kann Energie zwischen Quellen und Verbrauchern oder auch zwischen Quellen und Speichern geschaltet werden, was z. B. die Standby-Energieaufnahme angeschlossener Kleingeräte vollständig eliminiert.

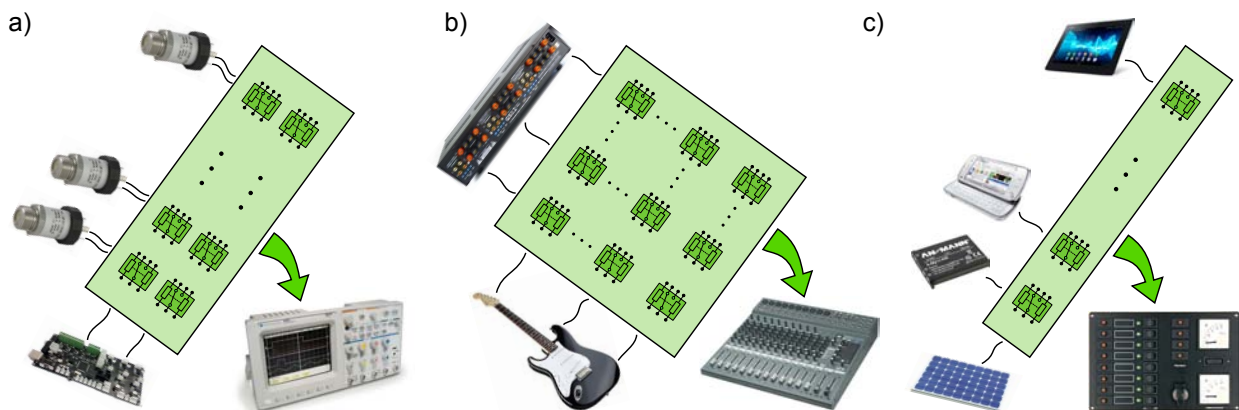


Abbildung 9.3: Prinzipskizzen weiterer Einsatzbereiche der entwickelten Signalschaltmatrix: a) Als Messstellenumschalter in der Messtechnik, b) als Kanalumschalter in der Audiotechnik und c) als Energieverteilung in Smart Grids.

9.2 Weitere Forschungsfelder

Über die bereits erzielten Ergebnisse hinaus, wird in den letzten Abschnitten ein kurzer Ausblick auf Optimierungsmöglichkeiten und weiterführende Forschungsarbeiten gegeben. Die dabei angesprochenen Aspekte sind teilweise schon in Form von Projektanträgen angestoßen.

9.2.1 Optimierungsmöglichkeiten

Die polymere Mikroaktorik hat für die zum Schalten notwendige mechanische Arbeit bereits ihr Bauraumminimum erreicht. Eine Optimierung kann bei der gewählten Anwendung des Mikrorelais daher vor allem in Richtung einer weiteren Verkleinerung des Mikrokontaktsystems, der Durchkontaktierungen und der Sperrdioden erfolgen. Darüber hinaus können sowohl Kontaktgeometrie, als auch -material weiter untersucht und optimiert werden. Im Folgenden sind diese vier Ansätze dargestellt:

Miniaturisieren des magnetostatisch bistabilen Mechanismus

Wie bereits in Kapitel 5 beschrieben, kann der Querschnitt der Flussführungen deutlich reduziert werden, wenn eine Nickel-Eisen-Legierung an Stelle von reinem Nickel verwendet wird. Gleichzeitig mit der Querschnittsverkleinerung kann auch das Energieprodukt, d. h. das Produkt aus Remanenzflussdichte und Koerzitivfeldstärke, der eingesetzten Magnete sinken. Dadurch können entweder kleinere Miniaturmagnete montiert oder Polymermagnete direkt im Mikrosystem strukturiert werden. Die Polymermagnetintegration ist Inhalt des beantragten BMBF-Projekts (Bundesministerium für Bildung und Forschung) „Validierung von kostengünstigen Fertigungstechnologien für polymerbasierte Mikroaktorsysteme“ (VIPER). Ein großer Nachteil der Nickel-Eisen-Legierung ist allerdings die erheblich aufwändigere galvanische Prozessführung.

Verkleinern von Durchkontaktierungen und Substratdicke

Die bislang mit einem Laserbearbeitungssystem erzeugten Durchkontaktierungen weisen einen Durchmesser von ca. 700 µm auf, was bei einer Keramiksubstratdicke von ebenfalls 700 µm zu einem Aspektverhältnis von 1:1 führt. Hier kann zum einen die Substratdicke reduziert werden, was die Bauhöhe der gehäuseten Matrix minimiert und auch bei gleichbleibendem Aspektverhältnis kleinere Durchkontaktierungen ermöglicht. Zum anderen kann das Aspektverhältnis vergrößert werden, wobei im Wesentlichen die Fokusbreite des Lasers den begrenzenden Parameter darstellt.

Drucken von anorganischen Sperrdioden

Ebenfalls im BMBF-Vorhaben VIPER soll ein Ersatz der bisher diskret aufgelöteten Halbleiterdioden durch direkt auf die Gehäuseaußenseite gedruckte Sperrdioden untersucht werden. Organische Dioden sind bis heute nicht in der Lage, die notwendigen Vorwärtsströme zwischen 10 und 100 mA stabil zu tragen. Im Gegensatz dazu sind anorganische gedruckte Dioden dazu möglicherweise fähig. Die Fragen nach geeigneter Materialauswahl, maximaler Stromtragfähigkeit und erzielter Langzeitstabilität sollen daher in VIPER untersucht werden.

Optimieren von Kontaktmaterial und -geometrie

In der vorliegenden Arbeit wird Gold auf Grund der guten Kontakteigenschaften und der einfachen Prozessierbarkeit als Kontaktmaterial gewählt. Im Sinne einer Langzeitstabilität beim Schalten von großen Lasten sind andere Werkstoffe, z. B. eine Nickel-Gold-Legierung, besser geeignet und können auf Basis des vorgestellten Mikrorelais charakterisiert werden. Die bislang ohne explizites Reiben schließende Kontaktgeometrie kann um eine definierte Relativbewegung der Kontakte zueinander erweitert werden. Mögliche Fremdschichtablagerungen werden dadurch zuverlässiger durchbrochen, was ebenfalls einen positiven Einfluss auf die Langzeitstabilität des Kontaktwiderstands nach sich zieht.

9.2.2 Integration alternativer Fertigungsverfahren

Um die Herstellkosten weiter senken zu können, ist auch ein Ersatz der Dickschicht-UV-Tiefenlithographie durch feinmechanische Fertigungsverfahren denkbar. Dies kann in solchen Anwendungen geschehen, in denen geringe Anforderungen an die Fertigungstoleranzen und minimalen Strukturweiten gestellt werden. Nakić [35] stellt diesen Vergleich zwischen UV-Tiefenlithographie und alternativen Verfahren am Beispiel einer Positionierplattform mit zwei Freiheitsgraden dar. Dabei soll ein auf der Plattform befindliches Metallplättchen im Vakuum relativ zu einem Hochenergielaser mit Hilfe von elektrothermischen Mikroaktoren positioniert werden. Die gesamte Plattform wird beim Laserschuss beschädigt und ausgetauscht, weshalb in dieser Anwendung hohe Stückzahlen notwendig sind. Ein erstes Ergebnis der Arbeit ist beispielsweise die im Anhang H befindliche Tabelle mit Materialwerten von Polymeren, die sich für die Verwendung als Ausdehnungskörper elektrothermischer Aktoren eignen. Auch das Verhalten dieser Mikroaktoren an Luft und im Vakuum wird von Nakić messtechnisch charakterisiert und diskutiert.

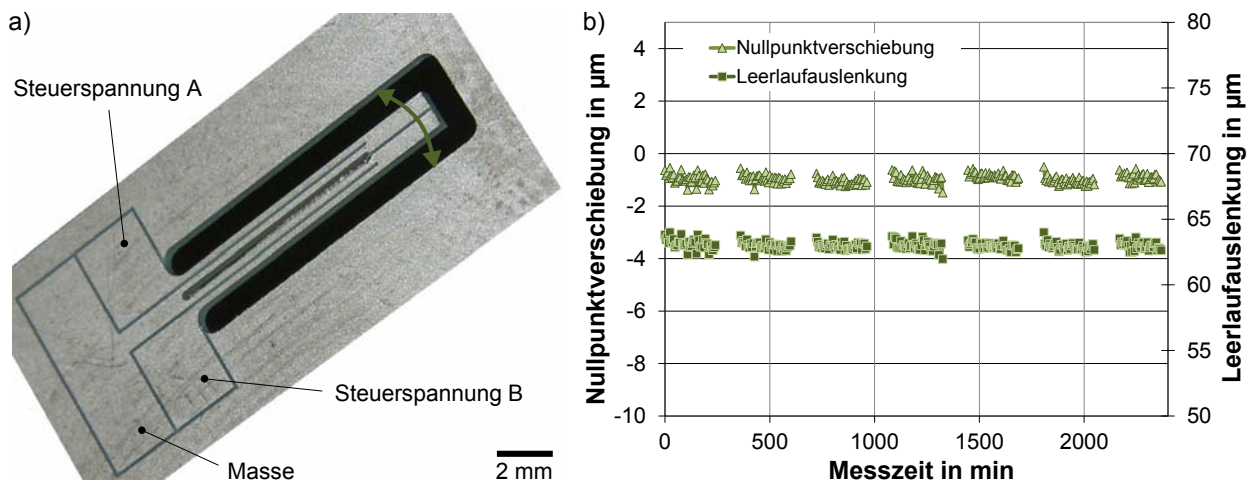


Abbildung 9.4: Integration weiterer feinmechanischer Verfahren zur Fertigung von elektrothermischen Mikroaktoren: a) Funktionsfähiger gefräster elektrothermischer Aktor aus 600 µm dickem Kunststoff Polyetheretherketon (PEEK) mit einer 200 nm dicken Kupferschicht als Heizelemente und b) Langzeitmessung des Aktors mit nahezu konstanter Leerlaufauslenkung und ohne Veränderung der Nulllage trotz unidirektionalem Betrieb (vgl. Abbildung 4.15).

Eigene Untersuchungen zum Fräsen von elektrothermischen Mikroaktoren auf einer computergesteuerten Präzisionsfräse (Datron M10 pro+) zeigen erste positive Ergebnisse (vgl. Abbildung 9.4 a). Als Halbzeug wird der Kunststoff Polyetheretherketon (PEEK) mit einer Dicke von 600 µm gewählt und mit einer 200 nm dicken Kupferschicht besputtert. Mit der Fräse werden sowohl die Heizelemente auf der Polymeroberseite, als auch die Ausdehnungskörper selbst ohne Umspannen strukturiert, was in Abbildung 9.4 b) dargestellt ist. Erste Funktionstests zeigen sowohl reproduzierbare Heizwiderstände, als auch stabile Kraft-Weg-Kennlinien, was die Vorteile des Fräsens als Formgebungsverfahren für elektrothermische Mikroaktoren hervorhebt. Weitere Alternativen für die Ausdehnungskörperfertigung, wie das Mikroheißpressen oder der Mikrospritzguss, sollen in VIPER untersucht werden. Das Einbinden von Druckverfahren zur Leiterbahn- oder Opferschichtfertigung ist darin ebenfalls vorgesehen.

9.2.3 Alternative polymere Dickschicht-Mikrosysteme

Die in der Arbeit durchgeführte Forschung auf dem Gebiet der polymeren elektrothermischen Mikroaktorik öffnet Türen zu einer Vielzahl von weiteren Forschungsfeldern und Anwendungen. Vier der entstandenen Ideen sind abschließend exemplarisch dargestellt:

Bistabiler optischer Glasfaserschalter

Das in Abbildung 9.5 a) dargestellte optische Schaltelement gleicht in seinem grundlegenden Aufbau dem bistabilen Mikrorelais dieser Arbeit. An Stelle der metallischen Kontaktfeder tritt eine polymere Feder aus SU-8, die direkt auf eine vorher eingelegte Lichtleitfaser strukturiert ist und diese vollständig einschließt. In den stabilen Positionen koppelt die dadurch bewegliche Lichtleitfaser das Licht in eine der beiden gegenüberliegenden Fasern ein, die ebenfalls durch SU-8 fest mit dem Substrat verbunden sind. Auf Grund der geringeren Anforderungen an die Kräfte des magnetostatisch bistabilen Haltemechanismus können sowohl das Magnetsystem, als auch die Mikroaktorik in ihren Abmessungen reduziert werden. Auf diese Weise können Schaltmatrizen für das schon seit langem propagierte Fibre To The Home (FTTH) [364] entwickelt werden, die optische Signale zum gewünschten Empfänger umschalten.

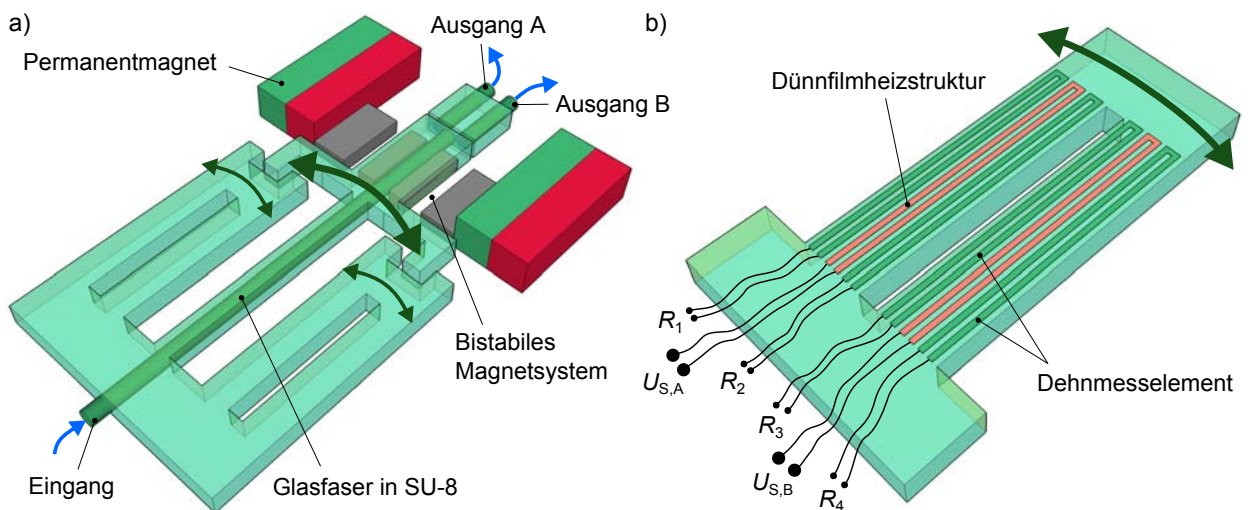


Abbildung 9.5: Prinzipskizzen weiterer Dickschicht-Mikrosysteme, die auf Basis der vorgestellten UV-Tiefenlithographie und Galvanikprozesse gefertigt werden können: a) Bistabiler optischer Schalter zum Umschalten eines optischen Eingangs auf einen von zwei Ausgängen A oder B und b) smartes elektrothermisch angetriebenes Sensor-Aktor-System mit Zustandsrückmeldung durch zusätzlich integrierte Dehnmessstreifen (R_1 bis R_4).

Integriertes Sensor-Aktor-System

Auch eine Erweiterung der elektrothermischen Mikroaktoren um sensorische Funktionen zu einem smarten Sensor-Aktor-System ist bereits angestoßen. Dabei können zwei unterschiedliche Ansätze verfolgt werden. Die resistiven Heizelemente werden direkt als Dehnmessstreifen herangezogen, wobei der jeweils heiße Aktorbalken die aktorische und der jeweils kalte Aktorbalken die sensorische Funktion übernimmt. Der in Abbildung 9.5 b) gezeigte Ansatz basiert auf dem Platzieren von zusätzlichen Dünnschichtstrukturen neben den Dünnschichtheizelementen, was in einem Fertigungsschritt durchgeführt werden kann. Damit können systematische Messfehler, beispielsweise bedingt durch die Systemtemperatur, erfasst und zuverlässig kompensiert werden. Vorversuche zur

ersten Variante zeigen bereits einen deutlichen Messeffekt. Bei der betrachteten Anwendung des bistabilen Mikrorelais kann mit dieser sensorischen Erweiterung beispielsweise die Schaltstellung ausschließlich über die Größen des Steuerkreises ermittelt werden.

Fluidischer Schalter bzw. Mikroventil

Dreht man den pseudo-bimorph-förmigen elektrothermischen Mikroaktor um 90° um seine Hauptachse, so lässt sich beispielsweise ein kostengünstiges Mikroventil mit einer Bewegung aus der Substratebene heraus (out-of-plane) aufbauen. Die Aktorik ist dabei direkt in einen Verbund aus FR-4-Platinenmaterial und einem Kunststoff mit hoher Wärmeausdehnung integriert. Diese Integration kann beispielsweise durch eine Kombination aus UV-strukturiertem Trockenresist und gefrästem FR-4 realisiert werden. Beim Anwendungsbeispiel Mikroventil werden zusätzlich zum elektrothermischen Aktor zwei Fluidanschlüsse und ein Fluidkanal in das Mikrosystem eingebracht (vgl. Abbildung 9.6 a). Je nach Ausführung kann ein (1) in Ruhelage geschlossenes oder (2) offenes Ventil aufgebaut werden. Die Silikonschicht dient zur Dichtung des Fluidkanals im gewünschten Schaltzustand und zur Medientrennung zwischen Fluid und Aktorik. Auf Grund des weichen Dichtwerkstoffs kann die Leckrate auch bei verunreinigtem Fluid gering gehalten werden. Beim Einsatz von SU-8 als Ausdehnungskörper des Mikroaktors können gezielte intrinsische Vorspannungen eingebracht und so auch ohne Montage normal geschlossene Mikroventile gefertigt werden. Als konsequente Weiterführung der vorliegenden Arbeit beschäftigt sich Winterstein [298] insbesondere mit dieser Thematik.

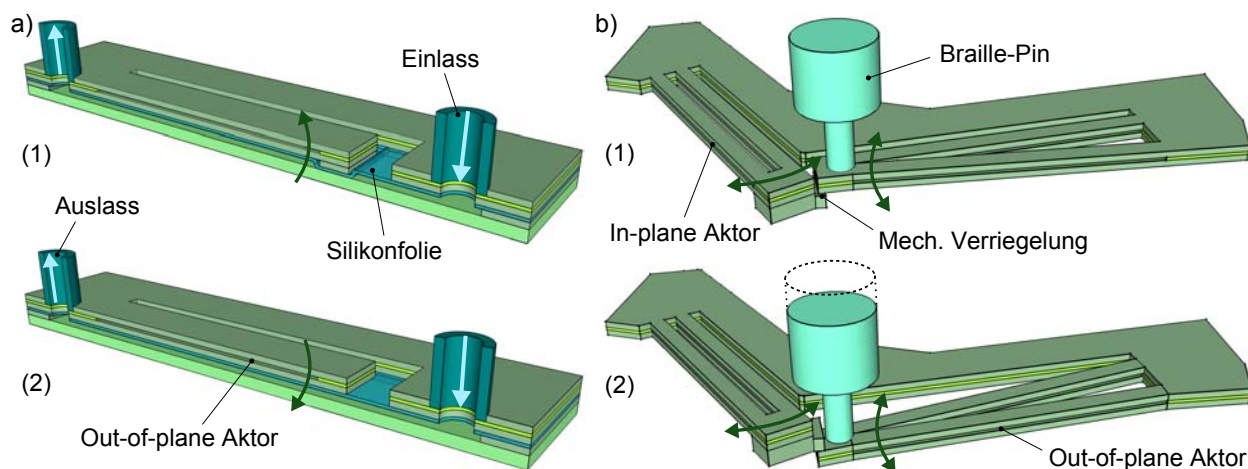


Abbildung 9.6: Prinzipskizzen von Mikrosystemen aus zu SU-8 alternativen Polymeren (z. B. FR-4 und PEEK), die bei Drehung des elektrothermischen Mikroaktors um 90° um seine Hauptachse auch Bewegungen aus der Substratebene heraus (out-of-plane) durchführen können: a) Fluidischer Schalter bzw. Mikroventil mit Silikonfolie als Dichtmedium und Kunststoffverbund als elektrothermische Aktorik und Fluidkanal: (1) normal geschlossene und (2) normal offene Variante und b) matrixfähig ausgelegter mechanisch bistabiler Braille-Pin aus Kunststoffverbund für vollflächige Braille-Displays mit einem Raster von 2,5 mm in zwei lateralen Richtungen.

Antriebe für mobile haptische Geräte

Auch für den Einsatz in mobilen und kostengünstigen Geräten zur Unterstützung von alten oder blinden Menschen sind elektrothermische Mikroaktoren geeignet. Auf Grund ihrer kompakten Bauform, ihres geringen Gewichts und in der Kombination mit einem bistabilen Mechanismus (vgl. Ab-

bildung 9.6 b) können beispielsweise einzelne Pins in einem mobilen Braille-Display angetrieben werden. Die auf diese Weise ertastbaren Pins können beispielsweise Landkarten, Diagramme oder andere graphische Elemente darstellen (vgl. HyperBraille [365]), was im BMBF-Vorhaben MOBILIZE untersucht werden soll. In einem weiteren beantragten BMBF-Projekt STARK sollen in gleicher Weise die Tasten einer Fernbedienung, beispielsweise eines Fernseh- oder Radiogerätes, mit aktiv angetriebenen haptischen Icons versehen werden, die eine zusätzliche ertastbare Information anbieten. Auf diese Weise kann durch haptische Unterstützung die Komplexität für den Nutzer reduziert und die Bedienbarkeit vereinfacht werden.

Kostengünstige polymere Mikroaktorik kann in Zukunft in vielen Bereichen Anwendung finden, was den Anteil an aktorischen Mikrosystemen des MEMS-Markts erhöht. Der Grundstein dazu ist mit dieser Arbeit gelegt.



Literaturverzeichnis

Eigene Veröffentlichungen

- [1] STAAB, M. „Entwicklung einer Schleudereinheit zur Herstellung von elektrostatischen Polymeraktoren“. Studienarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2006.
- [2] STAAB, M. „Aufbau eines Motion-Analyzers zur Charakterisierung von MEMS-Strukturen“. Diplomarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2007.
- [3] STAAB, M.; EICHER, D. und SCHLAAK, H. F. *Aufbau eines Motion-Analyzers zur Charakterisierung von MEMS-Strukturen*. In: Bildverarbeitung in der Mess- und Automatisierungstechnik. Regensburg: VDI Verlag, 2007.
- [4] *Institutsbericht 2007/2008 - Institut für Elektromechanische Konstruktionen*. Techn. Ber. Darmstadt, 2008, S. 27–29.
- [5] STAAB, M.; DASSINGER, F.; SCHLOSSER, M. und SCHLAAK, H. F. *Magnetisch bistabiles Mikroaktorsystem mit elektrothermischem Antrieb*. In: „Mikrosystemtechnik Kongress“. Berlin: VDE Verlag, 2009, S. 852–855.
- [6] KOHLSTEDT, A.; STAAB, M. und SCHLAAK, H. F. *Langzeituntersuchungen zur Eignung von SU-8 als Konstruktionswerkstoff*. In: „Mikrosystemtechnik Kongress“. Berlin: VDE Verlag, 2009, S. 614–617.
- [7] STAAB, M. und SCHLAAK, H. F. *Integration von feinmechanischen Verfahren in die Mikrotechnik zur kostengünstigen Herstellung von magnetischen Mikrosystemarrays*. In: „Technologien und Werkstoffe der Mikrosystem- und Nanotechnik“. Darmstadt: VDE Verlag, 2010, S. 27–32.
- [8] SCHLOSSER, M.; STAAB, M. und SCHLAAK, H. F. *Nasschemisches Entfernen dicker SU-8-Schichten aus galvanisch abgeschiedenen Strukturen*. In: „Technologien und Werkstoffe der Mikrosystem- und Nanotechnik“. Darmstadt: VDE Verlag, 2010.
- [9] STAAB, M. und SCHLAAK, H. F. *Indirectly Heated Electrothermal Actuator for a Magnetostatic Bistable Micro Actuator System*. In: „Actuator“. Bremen, 2010, S. 356–360.
- [10] *Institutsbericht 2009/2010 - Institut für Elektromechanische Konstruktionen*. Techn. Ber. Darmstadt, 2010, S. 21–23.
- [11] STAAB, M. und SCHLAAK, H. F. *Novel Electrothermally Actuated Magnetostatic Bistable Microrelay for Telecommunication Applications*. In: „24rd International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE. Cancun, Mexico, 2011, S. 1261–1264.
- [12] SCHLAAK, H. F.; SCHLOSSER, M.; EICHER, D.; STAAB, M. und KOHLSTEDT, A. *Mikrotechnik in Bewegung - Neue Produktionsverfahren für Mikroantriebe*. In: „forschen“ 1 (2011), S. 26–31.
- [13] STAAB, M. *Konstruktionen, die Geschichte schrieben - Praktische Entwicklungsmethodik als wichtiger Baustein in der Ingenieurausbildung*. In: „Mechatronik“ 7-8 (2011). I.G.T. Verlag, S. 11–12.

-
- [14] STAAB, M.; GREINER, P. F.; SCHLOSSER, M. und SCHLAACK, H. F. *Applications of Novel High-Aspect-Ratio Ultrathick UV Photoresist for Microelectroplating*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems (JMEMS)“ 99 (2011). IEEE, S. 1–3.
- [15] WINTERSTEIN, Th.; STAAB, M.; RIEMER, D. und SCHLAACK, H. F. *Konstruktionskatalog für mechanische, elektrische und magnetische Eigenschaften von galvanisch abgeschiedenem Nickel*. In: „Mikrosystemtechnik Kongress“. Darmstadt: VDE Verlag, 2011.
- [16] STAAB, M.; BÜTTGEN, Ch.; RIEMER, D. und SCHLAACK, H. F. *Miniaturisierte Signal-Schaltmatrix auf Basis von bistabilen Mikrorelais*. In: „Mikrosystemtechnik Kongress“. Darmstadt: VDE Verlag, 2011, S. 265–268.
- [17] GREINER, F.; HAUS, H.; QUEDNAU, S.; SCHLAACK, H. F.; WINTERSTEIN, Th. und STAAB, M. *Integrationsorientierte Verfahren zur Herstellung hybrider Mikrosysteme INSIGHT, FKZ 16SV5053*. BMBF Schlussbericht. 2011.
- [18] STAAB, M.; WINTERSTEIN, Th.; RIEMER, D. und SCHLAACK, H. F. *Magnetische Eigenschaften von galvanisch abgeschiedenem Nickel*. In: „Galvanotechnik“ 103.2 (2012). Eugen G. Leuze.
- [19] HATZFELD, Ch.; KASSNER, S.; MEISS, Th.; MÖSSINGER, H.; NEUPERT, C.; POTT, P. P.; RAUSCH, J.; ROSSNER, T.; STAAB, M. und WERTHSCHÜTZKY, R. *Perception-Inspired Haptic Force Sensor: A Concept Study*. In: „16. Euroensors Conference“. Krakow, Poland, 2012.
- [20] *Institutsbericht 2011/2012 - Institut für Elektromechanische Konstruktionen*. Techn. Ber. Darmstadt, 2012, S. 26–28.

Eigene Erfindungen

- [21] GREINER, P. F.; SCHLAACK, H. F.; QUEDNAU, S. und STAAB, M. *Mikrospiegelbauteil, Mikrospiegelvorrichtung mit wenigstens einem Mikrospiegelbauteil sowie Verfahren zur Herstellung eines Mikrospiegelbauteils*. DE 10 2011 104 843 A1. 2012.
- [22] GREINER, P. F.; SCHLAACK, H. F.; QUEDNAU, S. und STAAB, M. *Mikrospiegelbauteil mit linienförmiger Biegefeder sowie Verfahren zu dessen Herstellung*. Schutzrecht. DE 10 2011 104 843 B4. 2013.
- [23] STAAB, M. und SCHLAACK, H. F. *Bistabiles Mikrorelais und Mikrorelaismatrix*. DE 10 2013 105 939 A2. 2013.
- [24] STAAB, M.; SCHLAACK, H. F.; GREINER, F.; RAUBER, M.; ENSINGER, W.; TEMPEL, H. und SCHNEIDER, J. J. *Energieversorgungsvorrichtung*. DE 10 2013 112 578 A6. 2013.

Betreute studentische Arbeiten

- [25] YAPICI, S. O. „Entwickeln und Implementieren einer Kraft- und E-Modulmessung für Mikrostrukturen“. Studienarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2009.
- [26] DASSINGER, F. „Entwicklung eines stromgesteuerten MEMS-Aktors für bistabile Mikrorelais“. Studienarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2009.
- [27] YANG, Y. „Vergleich von Gehäusungen für Mikrorelais im Hinblick auf Kosten und Langzeitstabilität“. Studienarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2009.
- [28] SHINE, G. „Design and Fabrication of an Indirectly Heated Electrothermal Actuator“. International Research Experience Program (IREP). Technische Universität Darmstadt, 2009.
- [29] BRANDT, I. „Potential und Chancen der Mikrosystemtechnik am Beispiel von Mikrorelais“. Studienarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2010.
- [30] ASCHE-TAUSCHER, D.; BAGHSHETSYAN, A.; FOIK, D.; HIEMSTRA, A. und SCHÜTZE, A. „Ansteuerung einer Signalrelaismatrix“. Praktische Entwicklungsmethodik II (PEM). Technische Universität Darmstadt, 2010.
- [31] BÜTTGEN, Ch. „Entwicklung einer auf bistabilen Mikrorelais basierenden Schaltmatrix für nachrichtentechnische Anwendungen“. Diplomarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2011.
- [32] DEDER, A. „Optimierung elektrothermomechanischer Mikroaktorik aus dem negativen Photolack SU-8“. Bachelorarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2011.
- [33] RIPP, F. „Entwicklung und Optimierung eines robusten statischen Magnetkreises für bistabile Mikrorelais“. Studienarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2012.
- [34] SCHUSTER, Ph. H. „Recherche, Strukturierung und Analyse des Stands der Technik zu Mikrorelais“. Bachelorarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2012.
- [35] NAKIĆ, Ch. „Elektrothermische Mikropositionierplattform für Lasertargets mit zwei Freiheitsgraden zur Einmalverwendung im Vakuum“. Diplomarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2013.

Referenzierte Literatur

- [36] PETERSEN, K. E. *Micromechanical Membrane Switches on Silicon*. In: „Journal of Research and Development“ 23.4 (1979). IBM, S. 376–385.
- [37] JOHLER, W. *Telekom & Signalrelais*. In: „Moderne Relaistechnik“. München: Haus der Technik e.V., 2012.
- [38] *MEMS Market Tracker, H2*. iSuppli Corporation, 2009.
- [39] BRAUN, S.; OBERHAMMER, J. und STEMME, G. *MEMS single-chip 5x5 and 20x20 double-switch arrays for telecommunication networks*. In: „20th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE, 2007, S. 811–814.
- [40] SIMPLER NETWORKS. *EZ-EDGE System - Technical Description, Automated Distribution Frame*. Techn. Ber. 2007.
- [41] *Engineers' Relay Handbook*. 5. Aufl. Milwaukee, Wisconsin: National Association of Relay Manufacturers, 1996.
- [42] THIELICKE, E. „Design und Realisierung eines elektrostatischen Mikrorelais in Oberflächen-Mikromechanik“. Diss. Technische Universität Berlin, 2004.
- [43] VARADAN, V. K.; VINOY, K. J. und JOSE, K. A. *RF MEMS and their Applications*. Wiley Online Library, 2003.
- [44] MICHAELIS, S. „Entwicklung von mikromechanischen Schaltern für neuartige MEMS Produkte unter Aspekten industrieller Fertigungsprozesse“. Diss. Universität Bremen, 2001.
- [45] PETERSEN, K. E. *Dynamic micromechanics on silicon: Techniques and devices*. In: „Transactions on Electron Devices“ 25.10 (1978). IEEE, S. 1241–1250.
- [46] WOOD, R.; MAHADEVAN, R.; DHULER, V.; DUDLEY, B.; COWEN, A.; HILL, E. und MARKUS, K. *MEMS microrelays*. In: „Mechatronics“ 8.5 (1998). Elsevier, S. 535–547.
- [47] REBEIZ, G. M. *RF MEMS*. John Wiley und Sons, 2004.
- [48] OBERHAMMER, J. „Novel RF MEMS Switch and Packaging Concepts“. Diss. Royal Institute of Technology, Stockholm, 2004.
- [49] HOLM, R. *Electric contacts handbook*. 3. Aufl. Springer, Berlin, 1958.
- [50] SCHIMKAT, J. *Contact materials for microrelays*. In: „The Eleventh Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. Heidelberg, 1998, S. 190–194.
- [51] HYMAN, D. und MEHREGANY, M. *Contact physics of gold microcontacts for MEMS switches*. In: „Transactions on Components and Packaging Technologies“ 22.3 (1999). IEEE, S. 357–364.
- [52] VINARICKY, E.; KEIL, A. und MERL, W. A. *Elektrische Kontakte, Werkstoffe und Anwendungen*. Springer, 2002.
- [53] NORBERG, G.; DEJANOVIC, S. und HESSELBOM, H. *Contact resistance of thin metal film contacts*. In: „Transactions on Components and Packaging Technologies“ 29.2 (2006). IEEE, S. 371–378.

-
- [54] OBERHAMMER, J. und STEMME, G. *Active opening force and passive contact force electrostatic switches for soft metal contact materials*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 15.5 (2006). IEEE, S. 1235–1242.
- [55] READ, M. B.; LANG, J. H.; SLOCUM, A. H. und MARTENS, R. *Contact Resistance in Flat Thin Films*. In: „The 55th Holm Conference on Electrical Contacts“. IEEE. 2009, S. 303–309.
- [56] BROUE, A.; DHENNIN, J.; CHARVET, P.; PONS, P.; JEMAA, N. B.; HEEB, P.; COCCETTI, F. und PLANA, R. *Multi-Physical Characterization of Micro-Contact Materials for MEMS Switches*. In: „The 56th Holm Conference on Electrical Contacts“. IEEE. 2010, S. 1–10.
- [57] JENSEN, B. D.; L.-W., Chow L.; HUANG, K.; SAITOU, K.; L., Volakis J. und KURABAYASHI, K. *Effect of nanoscale heating on electrical transport in RF MEMS switch contacts*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 14.5 (2005), S. 935–946.
- [58] LAFONTAN, X.; DUFAZA, C.; ROBERT, M.; PEREZ, G. und PRESSECQ, F. *MEMS micro-switch: micro-contact characterization methodology*. In: „Sensors Expo“. Detroit, 2000, S. 295–302.
- [59] TARUCHA, S.; SAKU, T.; TOKURA, Y. und HIRAYAMA, Y. *Sharvin resistance and its breakdown observed in long ballistic channels*. In: „Physical Review B“ 47.7 (1993). APS, S. 40–64.
- [60] WEXLER, G. *The size effect and the non-local Boltzmann transport equation in orifice and disk geometry*. In: „Proceedings of the Physical Society“ 89.4 (2002). IOP.
- [61] MIKRAJUDDIN, A.; SHI, F. G.; KIM, H. K. und OKUYAMA, K. *Size-dependent electrical constriction resistance for contacts of arbitrary size: from Sharvin to Holm limits*. In: „Materials Science in Semiconductor Processing“ 2.4 (1999), S. 321–327.
- [62] BROWN, C.; REZVANIAN, O.; ZIKRY, M. A. und KRIM, J. *Temperature dependence of asperity contact and contact resistance in gold RF MEMS switches*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 19 (2009). IOP.
- [63] GREENWOOD, J. A. *Constriction resistance and the real area of contact*. In: „British Journal of Applied Physics“ 17.12 (2002). IOP.
- [64] LEIDNER, M. „Kontaktphysikalische Simulation von Schichtsystemen“. Diss. Technische Universität Darmstadt, 2009.
- [65] SHI, Y. und KIM, S. G. *A lateral, self-cleaning, direct contact MEMS switch*. In: „The 18th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE, 2005, S. 195–198.
- [66] ANGUS, H. C. *Surface films on precious-metal contacts*. In: „British Journal of Applied Physics“ 13 (1962). IOP, S. 58.
- [67] BEALE, J. P. und PEASE, R. F. W. *Apparatus for studying ultrasmall contacts*. In: „The Thirty-Eighth Holm Conference on Electrical Contacts“. IEEE, 1992, S. 45–49.
- [68] HANNOE, S. und HOSAKA, H. *Electrical characteristics of micro mechanical contacts*. In: „Microsystem Technologies“ 3.1 (1996). Springer, S. 31–35.
- [69] VOEVODIN, A. A.; VAIA, R.; PATTON, S. T.; DIAMANTI, S.; PENDER, M.; YOONESSI, M.; BRUBAKER, J.; HU, J. J.; SANDERS, J. H.; PHILLIPS, B. S. und MACCUSPIE, R. I. *Nanoparticle-wetted relays: Reconfigurable surfaces for energy transmission contacts*. Techn. Ber. 01/2007, S. 21.
-

-
- [70] BROUE, A.; DHENNIN, J.; CHARVET, P.; COURTADE, F.; HEEB, P.; PONS, P. und PLANA, R. *An experimental characterization of Au-, Ru-, Rh- and Ni- based microcontacts for MEMS*. In: „Symposium on Design Test Integration and Packaging of MEMS/ MOEMS“. 2010, S. 397–402.
- [71] CHEN, L.; GUO, Z. J.; JOSHI, N.; EID, H.; ADAMS, G. G. und MCGRUE, N. E. *An improved SPM-based contact tester for the study of microcontacts*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 22.4 (2012). IOP.
- [72] BROMLEY, S. C. und NELSON, B. J. *Performance of microcontacts tested with a novel MEMS device*. In: „The Forty-Seventh Holm Conference on Electrical Contacts“. Montreal, Quebec: IEEE, 2001, S. 122–127.
- [73] HOSAKA, H.; KUWANO, H. und YANAGISWA, K. *Electromagnetic microrelays: concepts and fundamental characteristics*. In: „Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. 1993, S. 12–17.
- [74] PASCHEN, F. *Ueber die zum Funkenübergang in Luft, Wasserstoff und Kohlensäure bei verschiedenen Drucken erforderliche Potentialdifferenz*. In: „Annalen der Physik“ 273.5 (1889). Wiley Online Library, S. 69–96.
- [75] TOWNSEND, J. *Electricity in gases*. Clarendon Press, 1915.
- [76] TORRES, J. M. und DHARIWAL, R. S. *Electric field breakdown at micrometre separations in air and vacuum*. In: „Microsystem Technologies“ 6.1 (1999). Springer, S. 6–10.
- [77] SLADE, P. G. und TAYLOR, E. D. *Electrical breakdown in atmospheric air between closely spaced (0.2 μm - 40 μm) electrical contacts*. In: „The Forty-Seventh Holm Conference on Electrical Contacts“. IEEE, 2001, S. 245–250.
- [78] HILTMANN, K. „Tastschalter in Bulk-Mikromechanik“. Diss. Universität Stuttgart, 2008.
- [79] JOHLER, W. *Extended life of telecom relays by using SF₆*. In: „Transactions on Components and Packaging Technologies“ 25.4 (2002). IEEE, S. 663–669.
- [80] FRÖHLICH, K. J. und JOHLER, W. *Significant increase of the dielectric performance of plastic sealed telecom relays*. In: „Transactions on Components and Packaging Technologies“ 22.4 (1999). IEEE, S. 567–574.
- [81] PROIE, R. M.; POLCAWICH, R. G.; PULSKAMP, J. S.; IVANOV, T. und ZAGHLOUL, M. *Nano-electromechanical storage element for a low power complimentary logic architecture using PZT relays*. In: „16th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems (Transducers)“. IEEE, 2011, S. 840–843.
- [82] SCHLOSSER, M. und SCHLAAK, H. F. *Curved Electroplated Nickel Cantilever for Switching Applications*. In: „Actuator“. Bremen, 2012.
- [83] SCHIELE, I.; HILLERICH, B.; KOZLOWSKI, F. und EVERS, C. *Micromechanical relay with electrostatic actuation*. In: „International Conference on Solid State Sensors and Actuators (Transducers)“. Bd. 2. Chicago, 1997, S. 1165–1168.
- [84] DE SILVA, A. P.; VAUGHAN, C.; FREAR, D.; LIU, L.; KUO, S. M.; FOERSTNER, J.; DRYE, J.; ABROKWAH, J.; HUGHES, H. und AMRINE, C. *Motorola MEMS switch technology for high frequency applications*. In: „Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE, 2001, S. 22–24.

-
- [85] DE SILVA, A. P. und HUGHES, H. G. *The package integration of RF-MEMS switch and control IC for wireless applications*. In: „Transactions on Advanced Packaging“ 26.3 (2003), S. 255–260.
- [86] XU, G.; HE, X.; YANG, M. und JIAO, M. *A novel comb electrostatic microrelay with lateral-driven*. In: „8th International Conference on Solid-State and Integrated Circuit Technology“. Shanghai, 2006, S. 658–660.
- [87] KAM, H.; POTT, V.; NATHANAEL, R.; JEON, J.; ALON, E. und LIU, T. J. K. *Design and reliability of a micro-relay technology for zero-standby-power digital logic applications*. In: „International Meeting on Electron Devices“. IEEE, 2009, S. 1–4.
- [88] SCHLAAK, H. F.; HANKE, M. und ARNDT, F. *Silicon Microrelay - A Small Signal Relay With Electrostatic Actuator*. In: „The Relay Conference“. Bd. 45. National Association of Relay Manufacturers (NARM). 1997.
- [89] SCHLAAK, H. F.; ARNDT, F. und HANKE, M. *Switching characteristics of silicon-microrelay with electrostatic actuator*. In: „19th International Conference on Electrical Contact Phenomena“. Berlin: VDE Verlag, 1998, S. 59–64.
- [90] THIELICKE, E. und OBERMEIER, E. *A fast switching surface micromachined electrostatic relay*. In: „12th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems (Transducers)“. Bd. 1. 2003, S. 899–902.
- [91] KIM, M. W.; SONG, Y. H. und YOON, J. B. *Fast and robust cantilever switch with suppressed bouncing for ic applications*. In: „24th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. Cancun, Mexico: IEEE, 2011, S. 1229–1232.
- [92] RECEVEUR, R. A. M.; MARXER, C. R.; WOERING, R.; LARIK, V. C. M. H. und DE ROOIJ, N.-F. *Laterally moving bistable MEMS DC switch for biomedical applications*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 14.5 (2005), S. 1089–1098.
- [93] KOHL, M. *Entwicklung von Mikroaktoren aus Formgedächtnislegierungen*. Forschungszentrum Karlsruhe, 2002.
- [94] SHEN, W.; EDWARDS, R. T. und KIM, Ch.-J. *Mercury droplet microswitch for re-configurable circuit interconnect*. In: „12th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems (Transducers)“. Bd. 1. 2003, S. 464–467.
- [95] POTHIER, A.; HITIER, S.; EL KHATIB, M.; BLONDY, P.; ORLIANGES, J. C.; CHAMPEAUX, C.; CATHERINOT, A.; VENDIER, O. und CAZAUX, J. L. *MEMS DC contact micro relays on ceramic substrate for space communication switching network*. In: „European Microwave Conference“. Bd. 1. 2005.
- [96] ZHOU, T. und LOKE, Y. *MEMS relays/ switches*. In: „International Conference on MEMS, NANO and Smart Systems“. 2005, S. 235–236.
- [97] YU, A. B.; LIU, A. Q.; ZHANG, Q. X.; ALPHONES, A. und HOSSEINI, H. M. *Micromachined DC contact capacitive switch on low-resistivity silicon substrate*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 127.1 (2006). Elsevier, S. 24–30.
- [98] ZAVRACKY, P. M.; MAJUMDER, S. und MCGRUE, N. E. *Micromechanical switches fabricated using nickel surface micromachining*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 6.1 (1997), S. 3–9.
-

-
- [99] LEE, H.-S.; LEUNG, C. H.; SHI, J. und CHANG, Sh.-Ch. *Micro-electro-mechanical relays-design concepts and process demonstrations*. In: „The 50th Holm Conference on Electrical Contacts and the 22nd International Conference on Electrical Contacts“. IEEE, 2004, S. 242–247.
- [100] LEE, H.-S.; LEUNG, C. H.; SHI, J.; CHANG, Sh.-Ch.; LORINCZ, S. und NEDELESCU, L. *Integrated microrelays: concept and initial results*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 11.2 (2002), S. 147–153.
- [101] KEIMEL, C.; CLAYDON, G.; LI, B.; PARK, J. und VALDES, M. E. *Micro-Electromechanical-System (MEMS) based switches for power applications*. In: „Technical Conference on Industrial and Commercial Power Systems“. IEEE, 2011, S. 1–8.
- [102] OZKESKIN, F. M.; CHOI, S.; SARABANDI, K. und GIANCHANDANI, Y. B. *Metal foil RF micro-relay with integrated heat sink for high power applications*. In: „24th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE. Cancun, Mexico, 2011, S. 776–779.
- [103] OZKESKIN, F. M. und GIANCHANDANI, Y. B. *Micromachined Pt-Rh and stainless steel relays for high power DC applications*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ (2012). Elsevier.
- [104] RADIUS, R. „Herstellung und Untersuchung von mikromechanischen Schaltern für Anwendungen in der Hochfrequenz-und Impulstechnik“. Diss. Universität Stuttgart, 1995.
- [105] SONG, Y. H.; CHOI, D. H.; YANG, H. H. und YOON, J. B. *An Extremely Low Contact-Resistance MEMS Relay Using Meshed Drain Structure and Soft Insulating Layer*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 20.1 (2011). IEEE, S. 204–212.
- [106] BRAUN, S.; OBERHAMMER, J. und STEMME, G. *Single-chip MEMS 5x5 and 20x20 double-pole single-throw switch arrays for automating telecommunication networks*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 18.1 (2007).
- [107] MILLER, D. C.; ZHANG, W. und BRIGHT, V. M. *Microrelay packaging technology using flip-chip assembly*. In: „The Thirteenth Annual International Conference on Micro Electro Mechanical Systems“. Miyazaki, 2000, S. 265–270.
- [108] VERGER, A.; POTHIER, A.; GUINES, C.; BLONDY, P.; VENDIER, O. und COURTADE, F. *Nanogap MEMS micro-relay with 70 ns switching speed*. In: „25th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems“. IEEE, 2012, S. 717–720.
- [109] WONG, J.-E.; LANG, J. H. und SCHMIDT, M. A. *An electrostatically-actuated MEMS switch for power applications*. In: „The Thirteenth Annual International Conference on Micro Electro Mechanical Systems“. IEEE. 2000, S. 633–638.
- [110] MAJUMDER, S.; LAMPEN, J.; MORRISON, R. und MACIEL, J. *A packaged, high-lifetime ohmic MEMS RF switch*. In: „International Microwave Symposium“. Bd. 3. IEEE, 2003, S. 1935–1938.
- [111] RUBIN, J.; SUNDARARAMAN, R.; KIM, M. K. und TIWARI, S. *A single lithography vertical NEMS switch*. In: „24th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE, 2011, S. 95–98.
- [112] UNO, Y.; NARISE, K.; MASUDA, T.; INOUE, K.; ADACHI, Y.; HOSOYA, K.; SEKI, T. und SATO, F. *Development of SPDT-structured RF MEMS switch*. In: „International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems (Transducers)“. IEEE, 2009, S. 541–544.

-
- [113] PARSA, R.; SHAVEZIPUR, M.; LEE, W. S.; CHONG, S.; LEE, D.; WONG, H. S. P.; MABOUDIAN, R. und HOWE, R. T. *Nanoelectromechanical relays with decoupled electrode and suspension*. In: „24th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. Cancun, Mexico: IEEE, 2011, S. 1361–1364.
- [114] KIM, C. *Mechanically Coupled Low Voltage Electrostatic Resistive RF Multi-throw Switch*. In: „Transactions on Industrial Electronics“ 99 (2012). IEEE.
- [115] STERNER, M.; ROXHED, N.; STEMME, G. und OBERHAMMER, J. *Mechanically bi-stable in-plane switch with dual-stiffness actuators*. In: „International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems (Transducers)“. IEEE, 2007, S. 1401–1404.
- [116] OBERHAMMER, J.; TANG, M.; LIU, A. Q. und STEMME, G. *Mechanically tri-stable, true single-pole-double-throw (SPDT) switches*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 16 (2006). IOP.
- [117] DRAKE, J.; JERNAN, H.; LUTZE, B. und STUBER, M. *An Electrostatically Actuated Micro-relay*. In: „The 8th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators (Transducers)“. Bd. 2. IEEE, 1995, S. 380–383.
- [118] GHODSIAN, B.; BOGDANOFF, P. und HYMAN, D. *Wideband DC-contact MEMS series switch*. In: „Micro Nano Letters“ 3.3 (2008). IET, S. 66–69.
- [119] NISHIJIMA, N.; HUNG, J. J. und REBEIZ, G. M. *A low-voltage high contact force RF-MEMS switch*. In: „International Microwave Symposium“. Bd. 2. IEEE, 2004, S. 577–580.
- [120] PATEL, C. D. und REBEIZ, G. M. *RF MEMS Metal-Contact Switches With mN-Contact and Restoring Forces and Low Process Sensitivity*. In: „Transactions on Microwave Theory and Techniques“ 99 (2011). IEEE.
- [121] KANG, S.; KIM, H. C. und CHUN, K. *A low-loss single-pole, four-throw RF MEMS switch driven by a double stop comb drive*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 19 (2009). IOP.
- [122] SUN, X.-Q.; FARMER, K. R. und CARR, W. N. *A bistable microrelay based on two-segment multimorph cantilever actuators*. In: „The Eleventh Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems“. Heidelberg, 1998, S. 154–159.
- [123] GOMM, T.; HOWELL, L. L. und SELFRIDGE, R. H. *In-plane linear displacement bistable microrelay*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 12.3 (2002), S. 257–264.
- [124] TOMONARI, S.; YOSHIDA, H.; OGIHARA, J.; NAGAO, S.; SAITO, M.; KAWAHITO, K.; KAWADA, H. und PICCINIC, J. *The microrelay thermally actuated by the silicon bimetal*. In: „The Relay Conference“. Bd. 48. National Association of Relay Manufacturers (NARM). 2000.
- [125] AGRAWAL, V. *A latching MEMS relay for DC and RF applications*. In: „Proceedings of the Holm International Conference on Electrical Contacts“. IEEE. 2004, S. 222–225.
- [126] QIU, J.; LANG, J. H.; SLOCUM, A. H. und STRUMPLER, R. *A high-current electrothermal bistable MEMS relay*. In: „International Conference on Micro Electro Mechanical Systems“. Kyoto, Japan, 2003, S. 64–67.
- [127] QIU, J. „An electrothermally-actuated bistable MEMS relay for power applications“. Diss. Massachusetts Institute of Technology, 2003.
-

-
- [128] QIU, J.; LANG, J. H.; SLOCUM, A. H. und WEBER, A. C. *A bulk-micromachined bistable relay with U-shaped thermal actuators*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 14.5 (2005), S. 1099–1109.
- [129] TEVEROVSKY, A. und SHARMA, A. K. *Reliability evaluation of thermally actuated micromachined relays for space applications*. In: „Symposium on Reliability, Testing, and Characterization of MEMS/ MOEMS“. Hrsg. von RAMESHAM, R. und TANNER, D. M. Bd. 4980. 1. San Jose, USA: SPIE, 2002, S. 12–21.
- [130] TEVEROVSKY, A. und SHARMA, A. K. *Analysis of failure modes and mechanisms in thermally actuated micromachined relays for harsh environments space applications*. In: „Symposium on Design, Test, Integration and Packaging of MEMS/ MOEMS“. 2003, S. 387–393.
- [131] SHI, W.; TIEN, N. C. und LI, Z. *A Highly Reliable Lateral MEMS Switch Utilizing Undoped Polysilicon as Isolation Material*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 16.5 (2007), S. 1173–1184.
- [132] SEKI, T.; SAKATA, M.; NAKAJIMA, T. und MATSUMOTO, M. *Thermal buckling actuator for micro relays*. In: „International Conference on Solid State Sensors and Actuators (Transducers)“. Bd. 2. Chicago, 1997, S. 1153–1156.
- [133] *Breakthrough Microrelay: High Current Capacity and Reliability in Small Package*. Datenblatt. Cronos/ JDS Uniphase, 2000.
- [134] WANG, Y.; LI, Z.; MCCORMICK, D. T. und TIEN, N. C. *A low-voltage lateral MEMS switch with high RF performance*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 13.6 (2004), S. 902–911.
- [135] BAKER, M. S.; LYON, S. M. und HOWELL, L. L. *A linear displacement bistable micromechanism*. In: „The Design Engineering Technical Conferences“. ASME, 2000, S. 1–7.
- [136] WU, Y.; ZHANG, C. und DING, G. *Vertically bidirectional bistable microrelay with magnetostatic and thermal actuations*. In: „23rd International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE, 2010, S. 1139–1142.
- [137] WU, Y. B.; DING, G. F.; ZHANG, C. C.; WANG, J.; MAO, S. P. und WANG, H. *Magnetostatic bistable MEMS switch with electrothermal actuators*. In: „Electronics Letters“ 46.15 (2010), S. 1074–1075.
- [138] WU, Y.; WANG, J.; ZHANG, X.; ZHANG, C. und DING, G. *Modeling of a bistable MEMS mechanism with torsion/cantilever beams*. In: „5th International Conference on Nano/ Micro Engineered and Molecular Systems (NEMS)“. IEEE, 2010, S. 153–156.
- [139] SIMON, J.; SAFFER, S. und KIM, C.-J. *A liquid-filled microrelay with a moving mercury microdrop*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 6.3 (1997), S. 208–216.
- [140] FULLIN, E.; GOBET, J.; TILMANS, H. A. C. und BERGQVIST, J. *A new basic technology for magnetic micro-actuators*. In: „The Eleventh Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. Heidelberg, 1998, S. 143–147.
- [141] TILMANS, H. A. C.; FULLIN, E.; ZIAD, H.; PEER, M. D. J. Van de; KESTERS, J.; VAN GEFFEN, E.; BERGQVIST, J.; PANTUS, M.; BEYNE, E.; BAERT, K. und NASO, F. *A fully-packaged electromagnetic microrelay*. In: „Twelfth International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. Orlando, USA: IEEE, 1999, S. 25–30.

-
- [142] TAYLOR, W. P. und ALLEN, M. G. *Integrated magnetic microrelays: normally open, normally closed, and multi-pole devices*. In: „International Conference on Solid State Sensors and Actuators (Transducers)“. Bd. 2. 1997, S. 1149–1152.
 - [143] TAYLOR, W. P.; BRAND, O. und ALLEN, M. G. *Fully integrated magnetically actuated micromachined relays*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 7.2 (1998), S. 181–191.
 - [144] GLICKMAN, M.; TSENG, P.; HARRISON, J.; NIBLOCK, T.; GOLDBERG, I. B. und JUDY, J. W. *High-performance lateral-actuating magnetic MEMS switch*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 20.4 (2011). IEEE, S. 842–851.
 - [145] WILLIAMS, J. D. und WANG, W. *Microfabrication of an electromagnetic power relay using SU-8 based UV-LIGA technology*. In: „Microsystem Technologies“ 10.10 (2004). Springer, S. 699–705.
 - [146] WILLIAMS, J. D.; YANG, R. und WANG, W. *Numerical simulation and test of a UV-LIGA-fabricated electromagnetic micro-relay for power applications*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 120.1 (2005), S. 154–162.
 - [147] ROGGE, B.; SCHULZ, J.; MOHR, J.; THOMMES, A. und MENZ, W. *Fully batch fabricated magnetic microactuators using a two layer LIGA process*. In: „The 8th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators (Transducers)“. Bd. 1. IEEE, 1995, S. 320–323.
 - [148] LI, H.; YOU, Z.; ZHANG, G. und YANG, J. *A fast and low power consuming double stability MEMS microrelay*. In: „Journal of Functional Materials and Devices“ 14.2 (2008), S. 500–503.
 - [149] RUAN, M.; SHEN, J. und WHEELER, C. B. *Latching micromagnetic relays*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 10.4 (2001), S. 511–517.
 - [150] RUAN, M.; SHEN, J. und WHEELER, C. B. *Latching micro magnetic relays with multistrip permalloy cantilevers*. In: „The 14th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. Interlaken: IEEE, 2001, S. 224–227.
 - [151] HOSAKA, H. und KUWANO, H. *Design and fabrication of miniature relay matrix and investigation of electromechanical interference in multi-actuator systems*. In: „Workshop on Micro Electro Mechanical Systems“. Oiso, 1994, S. 313–318.
 - [152] CHO, I. J. und YOON, E. *Design and fabrication of a single membrane push-pull SPDT RF MEMS switch operated by electromagnetic actuation and electrostatic hold*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 20 (2010). IOP.
 - [153] BORWICK, R. L.; STUPAR, P. A. und DeNATALE, J. *A hybrid approach to low-voltage MEMS switches*. In: „12th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems (Transducers)“. Bd. 1. 2003, S. 859–862.
 - [154] HWANG, S. J.; LEE, M. G.; JUNG, P. G.; KIM, J. H.; OH, D. J.; GO, J. S.; SHIN, B. und KO, J. S. *Design and Fabrication of a Laterally Driven Bistable Electromagnetic Microrelay*. In: „International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems (Transducers)“. Lyon, France, 2007, S. 671–674.
 - [155] CAO, A.; YUEN, P. und LIN, L. *Bi-directional micro relays with liquid-metal wetted contacts*. In: „18th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE, 2005, S. 371–374.
-

-
- [156] CAO, A.; YUEN, P. und LIN, L. *Microrelays With Bidirectional Electrothermal Electromagnetic Actuators and Liquid Metal Wetted Contacts*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 16.3 (2007), S. 700–708.
- [157] FU, S.; DING, G.; YAO, J.; WANG, Y. und FENG, J. *Hybrid electromagnetic micro-relay with fast response and bistable operation mode*. In: „Electronics Letters“ 42.15 (2006), S. 860–862.
- [158] GUAN, S.; VOLLMERS, K.; SUBRAMANIAN, A. und NELSON, B. J. *Design and fabrication of a gold electroplated electromagnetic and electrostatic hybrid MEMS relay*. In: „49th Annual Conference on Magnetism and Magnetic Materials“. Bd. 97. Jacksonville, Florida: AIP, 2005.
- [159] KOUSUKE, M.; MORIYAMA, M.; ESASHI, M. und TANAKA, S. *Low-voltage PZT-actuated MEMS switch monolithically integrated with CMOS circuit*. In: „25th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE, 2012, S. 1153–1156.
- [160] HASHIMOTO, E.; UENISHI, Y. und WATABE, A. *Thermally Controlled Magnetization Microrelay*. In: Bd. 1. 1995, S. 361–364.
- [161] ZHOU, S.; SUN, X.-Q. und CARR, W. N. *A micro variable inductor chip using MEMS relays*. In: „International Conference on Solid State Sensors and Actuators (Transducers)“. Bd. 2. Chicago, 1997, S. 1137–1140.
- [162] ZHOU, S.; SUN, X.-Q. und CARR, W. N. *A monolithic variable inductor network using microrelays with combined thermal and electrostatic actuation*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 9.1 (1999). IOP, S. 45.
- [163] CONSEIL, F.; DERDERIAN, P.; RAVAT, M.-F.; COLLARD, D. und BUCHAILLOT, L. *Study and realisation of a micromechanical relay for use in a harsh environment*. In: „Symposium on Design, Test, Integration and Packaging of MEMS/ MOEMS“. 2003, S. 108–112.
- [164] *RF MEMS Switch 2SMES-01*. Datenblatt. Omron Electronic Components, 2010.
- [165] KOMURA, Y.; SAKATA, M.; SEKI, T.; KOBAYASHI, K.; SANO, K.; HORIIKE, S. und OZAWA, K. *Micro Machined Relay for High Frequency Application*. In: „47th International Relay Conference“. National Association of Relay Manufacturers (NARM). Newport Beach, 1999.
- [166] SAKATA, M.; KOMURA, Y.; SEKI, T.; KOBAYASHI, K.; SANO, K. und HORIIKE, S. *Micromachined relay which utilizes single crystal silicon electrostatic actuator*. In: „Twelfth International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE, 1999, S. 21–24.
- [167] SEKI, T. Schutzrecht. US 6 486 425 B2. Kyoto, Japan: Omron Corporation, 2002.
- [168] FRUEHLING, A.; YANG, W.; und PEROULIS, D. *Cyclic evolution of bouncing for contacts in commercial RF MEMS switches*. In: „International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE. Paris, 2012, S. 688–691.
- [169] STOLL, E. D. „Entwicklung und Realisierung eines Software-Defined-Radio-Frontends mit Halboktavfilterbank für einen Datendecoder“. Diplomarbeit. Hochschule Darmstadt, 2010.
- [170] SEKI, T.; SATO, S.; MASUDA, T.; KIMURA, I. und IMANAKA, K. *Low-Loss RF MEMS Metal-to-metal Contact Switch with CSP Structure*. In: „12th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems (Transducers)“. Boston, 2003, S. 340–342.

-
- [171] SEKI, T.; UNO, Y.; NARISE, K.; MASUDA, T.; INOUE, K.; SATO, S.; SATO, F.; IMANAKA, K. und SUGIYAMA, S. *Development of a large-force low-loss metal-contact RF MEMS switch*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 132.2 (2006). Elsevier, S. 683–688.
- [172] HYMAN, D. J. *RF MEMS: a brief history and future trends*. In: „MEMS Investor Journal“ (2006). Abgerufen im März 2012. URL: http://www.memsjournal.com/2006/10/rf_mems_a_brief.html.
- [173] XCOM WIRELESS INCORPORATED, Hrsg. *XCOM wins phase shifter program*. Pressemitteilung. Signal Hill, Kalifornien, 2012.
- [174] *Datasheet XW 3100*. Datenblatt. XCOM Wireless Incorporated, 2012.
- [175] HYMAN, D. J. und PATTON, St. D. *Nanotechnology-enhances lubricants for RF MEMS switches*. Forschungsbericht AFRL-RX-WP-TR-2011-4151. Ohio: Air Force Research Laboratory, 2011.
- [176] HYMAN, D. J.; HYMAN, M. K. und BOGDANOFF, P. D. *Microfabricated double-throw relay with multimorph actuator and eletrostatic latch mechanism*. Schutzrecht. US 2004/0207 498 A1. XCOM Wireless, Long Beach, Kalifornien, 2004.
- [177] HYMAN, D. J.; HYMAN, M. K. und BOGDANOFF, P. D. *Microfabricated relay with multimorph actuator and eletrostatic latch mechanism*. Schutzrecht. US 6 483 056 B2. 2002.
- [178] *XW 4100-14M RF MEMS SP4T (1×4) Relay Preliminary Spec Sheet*. Datenblatt. XCOM Wireless Incorporated, 2012.
- [179] *XCOM Samples low-voltage relays*. Pressemitteilung. Signal Hill, Kalifornien: XCOM Wireless Incorporated, 2012.
- [180] *RF MEMS Switches and Products*. Produktkatalog. Radant MEMS Incorporated, 2012.
- [181] MACIEL, J. *RF MEMS switches are reliable: a comprehensive technology overview*. In: „MEMS Investor Journal“ (2010). Abgerufen im März 2012. URL: <http://www.memsjournal.com/2010/07/rf-mems-switches-are-reliable-a-comprehensive-technology-overview.html>.
- [182] LECKLIDER, T. *Tiny Switches With Big Features*. In: „Evaluation Engineering“ (2007). Abgerufen im März 2012. URL: <http://www.evaluationengineering.com/search/article.php?aid=5214>.
- [183] BOUCHAUD, J. und KNOBLICH, B. *RF MEMS switches deliver on early promise*. In: „MEMS Investor Journal“ (2007). Abgerufen im März 2012. URL: <http://www.memsjournal.com/2007/10/rf-mems-switches.html>.
- [184] *MEMtronics receives DARPA contract for RF MEMS switch development*. Pressemitteilung. Plano, Texas: MEMtronics Corporation, 2003.
- [185] *MEMtronics Receives Phase 2 Award for DARPA RF MEMS Switch Development*. Pressemitteilung. Plano, Texas: MEMtronics Corporation, 2005.
- [186] *RF MEMS Switches*. Online-Quelle. Abgerufen im März 2012. MEMStronics Corporation, 2009. URL: http://www.memtronics.com/page.aspx?page_id=13.
- [187] *TT6820QFN: RF MEMS Charge Pump*. Datenblatt. TeraVista Technologies, 2007.

-
- [188] GOINS, D. A.; NELSON, R. D. und McKILLOP, J. S. *Design of a 20 GHz low loss ohmic contact RF MEMS switch*. In: „International Microwave Symposium“. IEEE, 2007, S. 371–374.
- [189] *TT1244: SPDT 26.5 GHz RF MEMS Switch*. Datenblatt. TeraVista Technologies, 2007.
- [190] HIPP, Laura. *TeraVista closes, lays off about 50 workers*. In: „Austin Business Journal“ (2008). Abgerufen im März 2012. URL: <http://www.bizjournals.com/austin/stories/2008/03/03/story6.html>.
- [191] *MEMS Relay ME-X*. Datenblatt. Matsushita Electric Works, 2006.
- [192] BOUCHARD, J. *RF MEMS switches and varactors finally arrive*. In: „MEMS Investor Journal“ (2010). Abgerufen im März 2012. URL: <http://www.memsjournal.com/2010/10/rf-mems-switches-and-varactors-finally-arrive.html>.
- [193] NAITO, Y.; BIENSTMAN, J.; ROTTENBERG, X. und TILMANS, H.A.C. *MEMS switch and communication device using the same*. Schutzrecht. US 2012/0055 769 A1. 2012.
- [194] HASHIMURA, A.; NAITO, Y.; NAKAMURA, K. und NAKANISHI, Y. *MEMS switch*. Schutzrecht. US 2007/0092 180 A1. Matsushita Electric Industrial Corporation, Osaka, Japan, 2007.
- [195] NAKANISHI, Y.; SHIMIZU, N.; NAKAMURA, K. und NAITO, Y. *Switch*. Schutzrecht. US 7 209 019 A1. Matsushita Electric Industrial Corporation, Osaka, Japan, 2007.
- [196] NAITO, Y. *Electromechanical device and electrical device with the electromechanical device*. Schutzrecht. US 8 093 972 A1. Panasonic Corporation, Osaka, Japan, 2012.
- [197] SUN, X.-Q. *Folded spring based micro electromechanical (MEM) RF switch*. Schutzrecht. US 6 307 452 B1. Motorola Incorporated, Schaumburg, Illinois, 2001.
- [198] LIU, L.; JUANG, J.-H.; MERCADO, L. und KUO, S.-M. *Micro-electro-mechanical device and method of making*. Schutzrecht. US 6 794 101 B2. Motorola Incorporated, Schaumburg, Illinois, 2004.
- [199] KUO, S. M.; FÖRSTNER, J. A.; MARKGRAF, St.; AMRINE, C.; DE SILVA, A. P.; DENTON, H.; FREAR, D.; HUGHES, H. G. und SPRINGER, St. B. *MEMS control chip integration*. Schutzrecht. US 2004/0 016 995 A1. Motorola Incorporated, Schaumburg, Illinois, 2004.
- [200] SIMPLER NETWORKS. *Portfolio Overview*. Abgerufen im Januar 2008. URL: <http://www.simplernetworks.com/PortfolioOverview.pdf>.
- [201] GOLDSMITH, Ch.; MACIEL, J. und McKILLOP, J. *Update on RF MEMS Switch Reliability*. In: „Microwave Magazine“ (2007).
- [202] *World's First Demonstration Of Microelectromechanical Systems-based X-Band Radar*. Abgerufen im März 2012. Stow, Massachusetts: Radant MEMS, 2006. URL: <http://www.radantmems.com/radantmems/04-06-06.html>.
- [203] BRÜCK, R. *Entwurf von Mikrosystemen: 'One product - one process' und die Konsequenzen*. Fachvortrag. Darmstadt, 2012.
- [204] MEAD, C. und CONWAY, L. *Introduction to VLSI systems*. Computer Science. Addison-Wesley, 1980.
- [205] *MEMS Markets & Applications*. Yole Developpement, 2003.

-
- [206] DAHARI, Z.; WEI, T. K.; SIDEK, O. und MISKAM, M. A. *Design and Simulation of Electrostatic Actuated Microrelay*. In: „Second International Conference on Computer and Electrical Engineering“. Bd. 1. IEEE, 2009, S. 271–274.
- [207] CHAO, T. Y.; HSU, M. C.; LIN, C. D. und CHENG, Y. T. *SU-8 serial MEMS switch for flexible RF applications*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 21 (2011). IOP.
- [208] *Signal Relay P1 V23026*. Datenblatt. Tyco Electronics Corporation, 2012.
- [209] DRAXLER, H. *Elektrische Kontakte fuer kleine und mittlere Lasten-Grundlagen und Anwendungshinweise*. In: „VDE Fachberichte“ 51 (1997). VDE Verlag, S. 7–20.
- [210] HAASS, W. D. *Handbuch der Kommunikationsnetze: Einführung in die Grundlagen und Methoden der Kommunikationsnetze*. Springer, 1997.
- [211] UNION, International Telecommunication, Hrsg. *Digital sections and digital line system - Access networks - Very high speed digital subscriber line transceivers 2 (VDSL2)*. Series G: Transmission systems and media, digital systems and networks. 2006.
- [212] BECKER, E. W.; EHRFELD, W.; MÜNCHMEYER, D.; BETZ, H.; HEUBERGER, A.; PONGRATZ, S.; GLASHAUSER, W.; MICHEL, H. J. und SIEMENS, R. *Production of separation-nozzle systems for uranium enrichment by a combination of X-ray lithography and galvanoplastics*. In: „Naturwissenschaften“ 69.11 (1982). Springer, S. 520–523.
- [213] HILLERINGMANN, U. *Mikrosystemtechnik: Prozessschritte, Technologien, Anwendungen*. Vieweg + Teubner Verlag, 2006.
- [214] LORENZ, H.; DESPONT, M.; FAHRNI, N.; LABIANCA, N.; RENAUD, P. und VETTIGER, P. *SU-8: a low-cost negative resist for MEMS*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 7.3 (1999). IOP.
- [215] EICHER, D. „Entwurf und tiefenlithographische Realisierung mikrostrukturierter Schrittantriebe“. Diss. Technische Universität Darmstadt, 2011.
- [216] *Produkte: Filme, Photoemulsionsmasken, Chromplatten*. Abgerufen im Mai 2012. bvm maskshop, 2012. URL: http://www.bvm-maskshop.de/produkte_deutsch.html.
- [217] LISINENKOVA, M. „Megashallunterstützter Stofftransport in LIGA-Mikrostrukturen“. Diss. Universität Karlsruhe, 2007.
- [218] *AZ 9200 Photoresist - High-Resolution Thick Resist*. AZ Clariant. URL: http://www.microchemicals.com/products/photoresists/azr_9260.html.
- [219] *SU-8 2000 Permanent Epoxy Negative Photoresist*. Microchem. URL: <http://www.microchem.com/pdf/SU-82000DataSheet2025thru2075Ver4.pdf>.
- [220] KOHLSTEDT, A. und SCHLAAK, H. F. *Tiefenlithographieprozess für SU-8-Dickschicht-Funktionsstrukturen auf FR4-Leiterplattenmaterial*. In: „2. GMM Workshop für Technologien und Werkstoffe der Mikrosystem- und Nanotechnik“. VDE Verlag, 2010.
- [221] *Fotolithografie 2012 - Theorie und Anwendung von Fotolacken, Entwicklern, Ätzchemikalien und Lösemitteln*. microchemicals, 2012.
- [222] HAMMOND, R. A. F. *Galvanisches Vernickeln in Sulfamatbädern*. Düsseldorf: International Nickel Deutschland, 1964.
-

-
- [223] HARSCH, S.; EHRFELD, W. und MANER, A. „Untersuchungen zur Herstellung von Mikrostrukturen grosser Strukturhöhe durch Galvanoformung in Nickelsulfamatelektrolyten“. Diss. Universität Karlsruhe, 1988.
- [224] WOHLGEMUTH, Ch. „Entwurf und galvanotechnische Fertigung metallischer Trennmembranen für mediengetrennte Drucksensoren“. Diss. Technische Universität Darmstadt, 2008.
- [225] ALI-ABASSI, Z. und KANANI, N. *Kupferschichten: Abscheidung, Eigenschaften, Anwendungen*. Leuze, 2000.
- [226] ENGELKE, R.; MATHUNI, J.; AHRENS, G.; GRÜTZNER, G.; BEDNARZIK, M.; SCHONDELMAIER, D.; LÖCHEL, B.; GUTSCHE, M. und CUCCINELLI, M. *Untersuchung eines neuen hochproduktiven Plasmaverfahrens zum Entfernen von SU-8 nach der Abformung metallischer LIGA Mikroteile*. In: „Mikrosystemtechnik Kongress“. VDE Verlag, 2007.
- [227] SPANIER, G. „Entwicklung und Optimierung von HF-Mikrofederkontaktelementen zur temporären Kontaktierung von Mikrosystemkomponenten“. Diss. RWTH Aachen, 2007.
- [228] WILLIAMS, K. R. und MÜLLER, R. S. *Etch rates for micromachining processing*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 5.4 (1996). IEEE, S. 256–269.
- [229] WILLIAMS, K. R.; GUPTA, K. und WASILIK, M. *Etch Rates for Micromachining Processing - Part II*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 12.6 (2003). IEEE, S. 761–778.
- [230] ISHIHARA, H.; ARAI, F. und FUKUDA, T. *Micro mechatronics and micro actuators*. In: „Transactions on Mechatronics“ 1.1 (1996). IEEE, S. 68–79.
- [231] PEIRS, J.; REYNAERTS, D. und VAN BRUSSEL, H. *Scale effects and thermal considerations for micro-actuators*. In: „International Conference on Robotics and Automation“. Bd. 2. IEEE. 1998, S. 1516–1521.
- [232] SCHENK, H. „Ein neuartiger Mikroaktor zur ein- und zweidimensionalen Ablenkung von Licht“. Diss. Universität Duisburg-Essen, 2000.
- [233] KRIJNEN, G. und TAS, N. *Micromechanical Actuators*. Enschede, The Netherlands, 2000.
- [234] HERDING, M. „Auslegung, Simulation und Fertigung eines elektrostatisch betriebenen, selbstjustierenden, optischen 1x2 Multiplexers“. Diss. Universität Freiburg, 2005.
- [235] TRIMMER, W. S. N. *Microrobots and micromechanical systems*. In: „Sensors and actuators“ 19.3 (1989). Elsevier, S. 267–287.
- [236] GILBERTSON, R. G. und BUSCH, J. D. *A survey of micro-actuator technologies for future space-craft missions*. In: „Journal of The British Interplanetary Society“ 49 (1996), S. 129–138.
- [237] HUBER, J. E.; FLECK, N. A. und ASHBY, M. F. *The selection of mechanical actuators based on performance indices*. In: 453.1965 (1997). The Royal Society of London, S. 2185–2205.
- [238] CARLEN, E. T. und MASTRANGELO, C. H. *Simple, high actuation power, thermally activated paraffin microactuator*. In: „International Conference on Solid-State Sensors and Actuators (Transducers)“. Sendai, Japan, 1999, S. 7–10.
- [239] ZUPAN, M.; ASHBY, M. F. und FLECK, N. A. *Actuator Classification and Selection - The Development of a Database*. In: „Advanced Engineering Materials“ 12 (2002), S. 933–939.

-
- [240] BELL, D. J.; LU, T. J.; FLECK, N. A. und SPEARING, S. M. *MEMS actuators and sensors: observations on their performance and selection for purpose*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 15.7 (2005), S. 153–164.
- [241] KASPER, M. *Mikrosystementwurf: Entwurf und Simulation von Mikrosystemen*. Springer Verlag, 1999.
- [242] NGUYEN, N. T.; HO, S. S. und LOW, C. L. N. *A polymeric microgripper with integrated thermal actuators*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 14.7 (2004). IOP.
- [243] SOLANO, B.; ROLT, S. und WOOD, D. *Thermal and mechanical analysis of an SU8 polymeric actuator using infrared thermography*. In: „The Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science“. Bd. 222. 1. 2008, S. 73–86.
- [244] EICHER, D.; HAMEL, S. und SCHLAACK, H. F. *Bistable Clamping Mechanism for use in a Microstructured Electrothermal Inchworm Platform*. In: „53. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium“. Ilmenau, 2008.
- [245] NORONHA, K. „Design and fabrication of electrothermal pseudo-bimorph actuators with an improved performance“. International Research Experience Program (IREP). Technische Universität Darmstadt, 2013.
- [246] HOWELL, L. L. *Compliant mechanisms*. In: „21st Century Kinematics“ (2001). Springer, S. 189–216.
- [247] FOULDS, I. G.; JOHNSTONE, R. W. und PARAMESWARAN, M. *A pulse width modulation controlled bistable microelectromechanical system*. In: „Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering“. 2005, S. 437–440.
- [248] FOULDS, I. G. und PARAMESWARAN, M. *Hysteresis spring single digital input bistable mechanism*. In: „International Conference on MEMS, NANO and Smart Systems“. 2005, S. 455–458.
- [249] JAHEDI, N.; FOULDS, I. G. und PARAMESWARAN, M. *A novel bistable microelectromechanical mechanism utilizing socket joints*. In: „Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering“. 2005, S. 433–436.
- [250] KO, J. S.; LEE, M. G.; HAN, J. S.; GO, J. S.; SHIN, B. und LEE, D. S. *A laterally-driven bistable electromagnetic microrelay*. In: „ETRI Journal“ 28.3 (2006). Electronics and Telecommunications Research Institute, S. 389–392.
- [251] HAMEL, St. „Bistabiler Klemm-Mechanismus für den Einsatz in einem miniaturisierten Schrittantrieb“. Diplomarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2008.
- [252] JENSEN, B. D. und HOWELL, L. L. *Bistable Configurations of Compliant Mechanisms Modeled Using Four Links and Translational Joints*. In: „Journal of Mechanical Design“ 126.4 (2004). ASME, S. 657–666.
- [253] SÖNMEZ, Ü. und TUTUM, C. C. *A Compliant Bistable Mechanism Design Incorporating Elastica Buckling Beam Theory and Pseudo-Rigid-Body Model*. In: „Journal of Mechanical Design“ 130 (2008). ASME.
- [254] GOMM, T. „Development of In-Plane Compliant Bistable Microrelays“. Diss. Brigham Young University, 2001.

-
- [255] MASTERS, N. D. und HOWELL, L. L. *A self-retracting fully compliant bistable micromechanism*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 12.3 (2003), S. 273–280.
- [256] ZHENG, J.; GUIFU, D.; YAN, W.; DONGMEI, Z.; ZHIMING, W. und JIANZHI, F. *A Teeterboard Pattern MEMS Permanent Magnet Bistable Structure Supported by Torsion and Cantilever Beam*. In: „Journal of Semiconductors“ 27.1 (2006). Chinese Institute of Electronics.
- [257] ZHANG, Y.-H.; DING, G.-F.; FU, S. und CAI, B.-C. *A fast switching bistable electromagnetic microactuator fabricated by UV-LIGA technology*. In: „Mechatronics“ 17 (2007), S. 165–171.
- [258] CHO, H. J. und AHN, Ch. H. *Microscale resin-bonded permanent magnets for magnetic micro-electro-mechanical systems applications*. In: „Journal of Applied Physics“ 93.10 (2003). AIP, S. 674–676.
- [259] BLANK, C.; ROSLIAKOV, D.; BEYER, F.; PAWLOWSKI, B.; ASLANIDIS, G.; NOMMENSEN, P. und REINECKE, R. *Magnetic Functional Polymer Films*. In: „Actuator“. Bremen, 2008.
- [260] BEDENBECKER, M.; BANDORF, R.; BRÄUER, G.; LÜTHJE, H. und GATZEN, H. H. *Hard and soft magnetic materials for electromagnetic microactuators*. In: „Microsystem Technologies“ 14.12 (2008). Springer, S. 1949–1954.
- [261] BARTH, J.; KREVEIT, B. und KOHL, M. *A bistable SMA microactuator with large work output*. In: „International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems (Transducers)“. IEEE, 2009, S. 41–44.
- [262] JE, S. S.; RIVAS, F.; DIAZ, R. E.; KWON, J.; KIM, J.; BAKKALOGLU, B.; KIAEI, S. und CHAE, J. *A compact and low-cost MEMS loudspeaker for digital hearing aids*. In: „Transactions on Biomedical Circuits and Systems“ 3.5 (2009). IEEE, S. 348–358.
- [263] TAMAI, T. und IDE, T. *Application of Ag-Pd-Mg new contact material to micro relays*. In: „The 50th Holm Conference on Electrical Contacts and the 22nd International Conference on Electrical Contacts“. IEEE, 2004, S. 467–473.
- [264] MADOU, M. J. *Fundamentals of Microfabrication: The Science of Miniaturization*. 2. Aufl. Taylor & Francis, 2002, S. 478–533.
- [265] MALUF, N. und WILLIAMS, K. *An Introduction to Microelectromechanical Systems Engineering*. 2. Aufl. Artech House, 2004, S. 217–259.
- [266] OSIANDER, R.; DARRIN, A. G. und CHAMPION, J. L. *MEMS and Microstructures in Aerospace Applications*. Taylor & Francis, 2005.
- [267] ZHANG, Y. und PAN, W. *Packaging Technology for MEMS*. In: „Nanotechnology and Precision Engineering“ 3.3 (2005), S. 194–198.
- [268] WIEGERINK, R. *Mechanical Microsensors*. Microtechnology and MEMS. Springer, 2001.
- [269] ESASHI, M. *Wafer level packaging of MEMS*. In: „Journal Of Micromechanics And Microengineering“ 18 (2008), S. 1–13.
- [270] TILMANS, H. A. C.; PEER, D. J. van de und BEYNE, E. *The indent reflow sealing (IRS) technique - a method for the fabrication of sealed cavities for MEMS devices*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 9.2 (2000), S. 206–217.

-
- [271] JOURDAIN, A.; DE MOOR, P.; PAMIDIGHANTAM, S. und TILMANS, H. A. C. *Investigation of the hermeticity of BCB-sealed cavities for housing (RF-) MEMS devices*. In: „The Fifteenth International Conference on Micro Electro Mechanical Systems“. IEEE, 2002, S. 677–680.
- [272] JALURIA, Y. *Natural Convection Heat and Mass Transfer*. Oxford: Pergamon Press, 1980.
- [273] KAST, W. und KLAN, H. *Wärmeübergang durch freie Konvektion an umströmten Körpern*. In: „VDI-Wärmeatlas“ (1994). VDI Verlag.
- [274] INCROPERA, F. P. und DE WITT, D. P. *Fundamentals of heat and mass transfer*. John Wiley und Sons, New York, 1985.
- [275] MILLS, A. F. *Basic heat and mass transfer*. 2. Aufl. Prentice Hall, 1999.
- [276] HU, X. J.; JAIN, A. und GOODSON, K. E. *Investigation of the natural convection boundary condition in microfabricated structures*. In: „International Journal of Thermal Sciences“ 47.7 (2008). Elsevier, S. 820–824.
- [277] RADZIEMSKA, E. und LEWANDOWSKI, W. M. *Free convective heat transfer structures as a function of the width of isothermal horizontal rectangular plates*. In: „Heat transfer engineering“ 26.4 (2005). Taylor & Francis, S. 42–50.
- [278] MANGINELL, R. P.; ROSATO, D. A.; BENSON, D. A. und FRYE-MASON, G. C. *Finite element modeling of a microhotplate for microfluidic applications*. In: „The Second International Conference on Modeling and Simulation of Microsystems“. 1999, S. 663–666.
- [279] LIANG, X. G. und GUO, Z. Y. *The scaling effect on the thermal processes at mini/ microscale*. In: „Heat transfer engineering“ 27.4 (2006). Taylor & Francis, S. 30–40.
- [280] MAHONY, J. J. *Heat transfer at small Grashof numbers*. In: „Series A. Mathematical and Physical Sciences“. Bd. 238. 1214. The Royal Society of London, 1957, S. 412–423.
- [281] LIÑÁN, A. und KURDYUMOV, V. N. *Laminar free convection induced by a line heat source, and heat transfer from wires at small Grashof numbers*. In: „Journal of Fluid Mechanics“ 362.1 (1998), S. 199–227.
- [282] SHEE, Y. T. und SINGH, S. N. *Natural convection from a horizontal cylinder at small Grashof numbers*. In: „Numerical Heat Transfer“ 5.4 (1982). Taylor & Francis, S. 479–492.
- [283] HILL, D.; SZYSZKOWSKI, W. und BORDATCHEV, E. *On modeling and computer simulation of an electro-thermally driven cascaded nickel micro-actuator*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 126.1 (2006), S. 253–263.
- [284] GEISBERGER, A. A.; SARKAR, N.; ELLIS, M. und SKIDMORE, G. D. *Electrothermal properties and modeling of polysilicon microthermal actuators*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 12.4 (2003). IEEE, S. 513–523.
- [285] HUMMEL, J. „Entwicklung eines miniaturisierten elektrothermisch aktuierten Ventils“. Masterarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2013.
- [286] *NI Vision Concepts Manual - Softwaredokumentation*. National Instruments, 2005.
- [287] VAIDYANATHAN, P. P. *Generalizations of the sampling theorem: Seven decades after Nyquist*. In: „Transactions on Circuits and Systems I: Fundamental Theory and Applications“ 48.9 (2001). IEEE, S. 1094–1109.
-

-
- [288] KOHLSTEDT, A.; DASSINGER, F.; SCHLAAK, H. F.; FRITZSCH, C. und JAKOBY, R. *Monolithic SU-8 Based Hollow Waveguide with Integrated Electro Thermally Tunable Iris Filter for W-Band Applications*. In: „25th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE, 2012, S. 713–716.
- [289] HEMKER, K. J. und LAST, H. *Microsample tensile testing of LIGA nickel for MEMS applications*. In: „Materials Science and Engineering: A“ 319 (2001). Elsevier, S. 882–886.
- [290] FRITZ, T. M. „Charakterisierung galvanisch abgeschiedener Nickel- und Nickel-Wolfram-Schichten für mikrotechnische Anwendungen“. Diss. RWTH Aachen, 2002.
- [291] HASS, G. und THUN, R. E. *Physics of Thin Films*. 1966.
- [292] GRUNES, R. L.; D’ANTONIO, C. und KIES, F. K. *Mechanical Properties of Thin Nickel Films*. In: „Journal of Applied Physics“ 36.9 (1965). AIP, S. 2735–2739.
- [293] *Mechanical testing of thicker MEMS materials*. Bd. 354. ASME, 1997, S. 93–98.
- [294] BUNSHAH, R. F. *Mechanical properties of PVD films*. In: „Vacuum“ 27.4 (1977). Elsevier, S. 353–362.
- [295] SON, D.; KIM, J.; KIM, J. Y. und KWON, D. *Tensile properties and fatigue crack growth in LIGA nickel MEMS structures*. In: „Materials Science and Engineering: A“ 406.1 (2005). Elsevier, S. 274–278.
- [296] WÖHLER, A. *Ueber die Festigkeits-Versuche mit Eisen und Stahl*. 1870.
- [297] FENG, R. und FARRIS, R. J. *Influence of processing conditions on the thermal and mechanical properties of SU8 negative photoresist coatings*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 13.1 (2003). IOP Publishing, S. 80.
- [298] WINTERSTEIN, Th. und SCHLAAK, H. F. *Charakterisierung des Schrumpfs von SU-8 für intrinsisch vorgespannte Mikrostrukturen*. In: „Mikrosystemtechnik Kongress“. VDE Verlag, 2013.
- [299] LENK, A.; PFEIFER, G. und WERTHSCHÜTZKY, R. *Elektromechanische Systeme: mechanische und akustische Netzwerke, deren Wechselwirkungen und Anwendungen*. Springer, 2001.
- [300] BALLAS, R. G.; PFEIFER, G. und WERTHSCHÜTZKY, R. *Elektromechanische Systeme der Mikro-technik und Mechatronik: Dynamischer Entwurf - Grundlagen und Anwendungen*. Springer, 2009.
- [301] CHEEVER, E. *Symbolic Circuit Analysis in MatLab (SCAM)*. Online-Quelle. Abgerufen im März 2011. URL: <http://www.swarthmore.edu/NatSci/echeeve1/Ref/mna/MNA6.html>.
- [302] GROSS, D.; HAUGER, W. und WRIGGERS, P. *Technische Mechanik 4: Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden*. Springer, 2011.
- [303] FRENZ, S. „Theoretische und experimentelle Untersuchungen glasfaserverstärkter Verbundwerkstoffplatten unter dynamischer Belastung“. Diss. RWTH Aachen, 2006.
- [304] GROSS, D.; HAUGER, W.; SCHRÖDER, J. und WALL, W. A. *Technische Mechanik 2*. Springer, 2009.
- [305] MARINESCU, M. *Elektrische und Magnetische Felder: Eine Praxisorientierte Einführung*. Springer, 2012.
- [306] HENKE, H. *Elektromagnetische Felder: Theorie und Anwendung*. Springer, 2011.

-
- [307] HUANG, Z. „OpenFOAM Simulation for Electromagnetic Problems“. Masterarbeit. Chalmers University of Technology, 2010.
- [308] KORNDÖRFER, M. *Über die Berechnung von Drosselspulen*. In: 38 (1917). Hrsg. von ELEKTROTECHNISCHER VEREIN und VERBAND DEUTSCHER ELEKTROTECHNIKER. Julius Springer, S. 521–524.
- [309] LEE, C. S. B.; HAN, S. und MACDONALD, N. C. *Single crystal silicon (SCS) XY-stage fabricated by DRIE and IR alignment*. In: „The Thirteenth Annual International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. 2000, S. 28–33.
- [310] STJERNSTRÖM, M. und ROERADE, J. *Method for fabrication of microfluidic systems in glass*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 8.1 (1998). IOP.
- [311] XIAO, S. Y.; CHE, L. F.; LI, X. X. und WANG, Y. L. *A novel fabrication process of MEMS devices on polyimide flexible substrates*. In: „Microelectronic Engineering“ 85.2 (2008). Elsevier, S. 452–457.
- [312] NICK, Ch.; QUEDNAU, S.; SARWAR, R.; THIELEMANN, Ch. und SCHLAAK, H. F. *Fabrication of High Aspect Ratio Gold Nanopillars on Microelectrodes for the Interface with Electrogenic Cells*. In: „10th International Workshop on High Aspect Ratio Micro and Nano System Technology (HARMNST)“. Berlin, 2013, S. 212–213.
- [313] KEIGLER, A.; O'DONNELL, K.; LIU, Z.; WU, B. und TREZZA, J. *Enabling 3-D design*. In: „Semiconductor International“ 30.9 (2007), S. 36–44.
- [314] MÜLLER, C.; HANEMANN, T.; WICHE, G.; KUMAR, C. und GOETTERT, J. *Fabrication of ceramic microcomponents using deep X-ray lithography*. In: „Microsystem Technologies“ 11.4 (2005). Springer, S. 271–277.
- [315] GREINER, F. „Mikro-Nano-Integration für metallische Mikrosysteme mit vertikal integrierten Federelementen“. Diss. Technische Universität Darmstadt, 2013.
- [316] KANANI, N. *Galvanotechnik: Grundlagen, Verfahren, Praxis ein Schlüsseltechnologie*. Hanser Verlag, 2009.
- [317] MOFFAT, T. P.; WHEELER, D.; EDELSTEIN, M. D. und JOSELL, D. *Superconformal film growth: Mechanism and quantification*. In: „Journal of Research and Development“ 49.1 (2005). IBM, S. 19–36.
- [318] GREINER, F.; QUEDNAU, S.; DASSINGER, F.; SARWAR, R.; SCHLAAK, H. F.; GUTTMANN, M. und MEYER, P. *Fabrication techniques for multiscale 3D-MEMS with vertical metal micro- and nanowire integration*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 23.2 (2013). IOP.
- [319] ULLMANN, F. *Encyklopädie der technischen Chemie: Band XVI*. Edwards Brothers, 1943.
- [320] JELINEK, Th. W. *Praktische Galvanotechnik: ein Lehr- und Handbuch*. Eugen G. Leuze, 1997.
- [321] ZHANG, Y.; DING, G.; CAI, Y.; WANG, H. und CAI, B. *Electroplating of low stress permalloy for MEMS*. In: „Materials characterization“ 57.2 (2006). Elsevier, S. 121–126.
- [322] THOMMES, A.; STARK, W. und BACHER, W. *Die galvanische Abscheidung von Eisen-Nickel in LIGA-Mikrostrukturen*. Forschungszentrum Karlsruhe, 1995.
- [323] FÖHSE, M. „Entwurf und Fertigung eines linearen elektromagnetischen Mikromotors nach dem Synchronprinzip“. Diss. Universität Hannover, 2005.
-

-
- [324] FELDMANN, M. und BUTTGENBACH, S. *Linear Variable Reluctance (VR) Micro Motors With Compensated Attraction Force: Concept, Simulation, Fabrication and Test*. In: „Transactions on Magnetics“ 43.6 (2007). IEEE, S. 2567–2569.
- [325] KLEPPMANN, W. *Taschenbuch Versuchsplanung*. Hanser Verlag, 2008.
- [326] RUFFERT, Ch.; CHEN, J.; WURZ, M. und RISSING, L. *Bericht über die magnetische Charakterisierung der Proben INSIGHT*. Institut für Mikroproduktionstechnik, 2010.
- [327] BEDENBECKER, M. „Magnetische Eigenschaften mikrotechnischer Magnetkreise“. Diss. Leibniz Universität Hannover, 2009.
- [328] FANNER, D. A. und HAMMOND, R. A. F. In: „Transactions of the Institute of Metal Finishing“ 36 (1959). Maney Publishing.
- [329] CONÉDÉRA, V.; LE GOFF, B. und FABRE, N. *Potentialities of a new positive photoresist for the realization of thick moulds*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 9.2 (1999). IOP.
- [330] SCHMIDT, S. „Prozessentwicklung zur Herstellung elektrothermischer Mikroaktoren“. Studienarbeit. Technische Universität Darmstadt, 2007.
- [331] SCHIRMER, M.; PERSEKE, D.; ZENA, E.; SCHONDELMAIER, D.; RUDOLPH, I. und LOECHEL, B. *A new removable resist for high aspect ratio applications*. In: „Microsystem Technologies“ 13 (2007). Springer, S. 335–338.
- [332] TSENG, F.-G. und YU, C.-S. *Angle effect of ultrasonic agitation on the development of thick JSR THB-430N negative UV photoresist*. In: „Microsystem Technologies“ 8.6 (2002). Springer, S. 363–367.
- [333] HSU, Ch.-Y.; CHEN, L.-T.; CHANG, J.-Sh. und CHU, Ch.-H. *A thick photoresist process for open-channel sensing packaging applications by JSR THB-151N negative UV photoresist*. In: „International Conference on Microsystems, Packaging, Assembly and Circuits Technology“. IEEE. 2007, S. 288–291.
- [334] BOURRIER, D.; DILHAN, M.; GHANNAM, A. und GRANIER, H. *Comparisons of the new thick negative resist to Su8 resist*. In: „SPIE Advanced Lithography“. International Society for Optics und Photonics. 2011.
- [335] OURAK, L.; GHANNAM, A.; BOURRIER, D.; VIALON, Ch. und PARRA, Th. *Solenoidal transformers for magnetic materials integration*. In: „Asia-Pacific Microwave Conference Proceedings (APMC)“. IEEE. 2012, S. 854–856.
- [336] BOURRIER, D.; DILHAN, M.; GHANNAM, A.; OURAK, L. und GRANIER, H. *BPN a new thick negative photoresist with high aspect ratio for MEMS applications*. In: „Microsystem Technologies“ (2013). Springer, S. 1–5.
- [337] SHIN, Y.-M.; GAMZINA, D.; BARNETT, L. R.; YAGHMAIE, F.; BAIG, A. und LUHMANN, N. C. *UV lithography and molding fabrication of ultrathick micrometallic structures using a KMPR photoresist*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 19.3 (2010). IEEE, S. 683–689.
- [338] LEE, C. H. und JIANG, K. *Fabrication of thick electroforming micro mould using a KMPR negative tone photoresist*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 18.5 (2008). IOP.

-
- [339] NIEDERMANN, Ph.; BERTHOU, H.; ZWICKL, S.; SCHÖNHOLZER, U.; MEIER, K.; GANTNER, Ch. und KAPP-SCHWOERER, D. *A novel thick photoresist for microsystem technology*. In: „Microelectronic Engineering“ 67 (2003). Elsevier, S. 259–265.
- [340] IMBABY, M.; JIANG, K. und CHANG, I. *Fabrication of 316-L stainless steel micro parts by softlithography and powder metallurgy*. In: „Materials Letters“ 62.26 (2008). Elsevier, S. 4213–4216.
- [341] SAYAH, A.; PARASHAR, V. K. und GIJS, M. *LF55GN photosensitive flexopolymer: a new material for ultrathick and high-aspect-ratio MEMS fabrication*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 16.3 (2007). IEEE, S. 564–570.
- [342] KIM, J.; CHENG, X.; AHN, H.; ELLES, D. S. und YOON, Y.-K. *Lithographically defined integrable air-lifted bow-tie antennas*. In: „23rd International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE. 2010, S. 791–794.
- [343] LAWRENCE, C. J. *The mechanics of spin coating of polymer films*. In: „Physics of Fluids“ 31 (1988).
- [344] REZNIKOVA, E. F.; MOHR, J. und HEIN, H. *Deep photo-lithography characterization of SU-8 resist layers*. In: „Microsystem Technologies“ 11 (2005). Springer, S. 282–291.
- [345] LEE, S. J.; SHI, W.; MACIEL, P. und CHA, S. W. *Top-edge profile control for SU-8 structural photoresist*. In: „The 15th Biennial University/ Government/ Industry Microelectronics Symposium“. IEEE. 2003, S. 389–390.
- [346] GREINER, F. und SCHLAAK, H. F. *High aspect ratio metal micro and nano pillars for minimal footprint MEMS suspension*. In: „Microsystem Technologies“ 19.3 (2013). Springer, S. 425–431.
- [347] NILSON, R. H. und GRIFFITHS, S. K. *Enhanced transport by acoustic streaming in deep trench-like cavities*. In: „Journal of The Electrochemical Society“ 149.4 (2002), G286–G296.
- [348] CHO, S.-H.; LU, H. M.; CAULLER, L.; ROMERO-ORTEGA, M. I.; LEE, J.-B. und HUGHES, G. A. *Biocompatible SU-8-based microprobes for recording neural spike signals from regenerated peripheral nerve fibers*. In: „Sensors Journal“ 8.11 (2008). IEEE, S. 1830–1836.
- [349] SPRATLEY, J. P. F.; WARD, M. C. L. und HALL, P. S. *Bending characteristics of SU-8*. In: „Micro & Nano Letters“ 2.2 (2007). IET, S. 20–23.
- [350] JIANG, L.; HOSSENLOPP, J.; CERNOSEK, R. und JOSSE, F. *Characterization of epoxy resin SU-8 film using thickness-shear mode (TSM) resonator*. In: „The International Frequency Control Symposium“. IEEE. 2003, S. 986–992.
- [351] NAMAZU, T.; INOUE, S.; TAKIO, K.; FUJITA, T.; MAENAKA, K. und KOTERAZAWA, K. *Visco-elastic properties of micron-thick SU-8 polymers measured by two different types of uniaxial tensile tests*. In: „18th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE. 2005, S. 447–450.
- [352] LAU, G. K.; GOOSEN, J. F. L.; KEULEN, F. van; DUC, T. C. und SARRO, P. M. *Polymeric thermal microactuator with embedded silicon skeleton: Part I-Design and analysis*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 17.4 (2008). IEEE, S. 809–822.
-

- [353] DUC, T. C.; LAU, G. K. und SARRO, P. M. *Polymeric thermal microactuator with embedded silicon skeleton: Part II-Fabrication, characterization, and application for 2-DOF microgripper*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 17.4 (2008). IEEE, S. 823–831.
- [354] WINTERSTEIN, Th. und SCHLAAK, H. F. *Normally latched linear inchworm drive with electro-thermal actuation for fluidic applications*. In: „Actuator“. Bremen, 2012.
- [355] LORENZ, H.; DESPONT, M.; FAHRNI, N.; BRUGGER, J.; VETTIGER, P. und RENAUD, Ph. *High-aspect-ratio, ultrathick, negative-tone near-UV photoresist and its applications for MEMS*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 64.1 (1998). Elsevier, S. 33–39.
- [356] SHAW, J. M.; GELORME, J. D.; LABIANCA, N. C.; CONLEY, W. E. und HOLMES, St. J. *Negative photoresists for optical lithography*. In: „Journal of Research and Development“ 41 (1997). IBM, S. 81–94.
- [357] JOHNSON, D. W.; GOETTERT, J.; SINGH, V. und YEMANE, D. *SUEX Dry Film Resist - A new Material for High Aspect Ratio Lithography*. In: „Annual Report“ (2012).
- [358] JOHNSON, D. W.; GOETTERT, J.; SINGH, V. und YEMANE, D. *SUEX process optimization for ultrathick high-aspect ratio LIGA imaging*. In: „SPIE Advanced Lithography“. International Society for Optics und Photonics. 2011.
- [359] WANGLER, N.; BECK, S.; AHRENS, G.; VOIGT, A.; GRÜTZNER, G.; MÜLLER, C. und REINECKE, H. *Neuer hochauflösender und laminierbarer Epoxid-Trockenresistfilm für extreme Schichtdicken*. In: „Mikrosystemtechnik Kongress“. VDE Verlag, 2011.
- [360] WANGLER, N.; BECK, S.; AHRENS, G.; VOIGT, A.; GRÜTZNER, G.; MÜLLER, C. und REINECKE, H. *Ultra thick epoxy-based dry-film resist for high aspect ratios*. In: „Microelectronic Engineering“ (2012). Elsevier.
- [361] CHEN, C.; PLASS, R.; NG, E.; LEE, S.; MEYER, S.; PAWLOWSKI, G. und BEICA, R. *Development of thick negative photoresists for electroplating applications*. In: „Advances in Resist Materials and Processing Technology XXV“. San Jose, CA, USA, 2008, S. 1–8.
- [362] HEUERMANN, H. *Schaltungstheoretische Grundlagen*. Vieweg + Teubner, 2009, S. 7–28.
- [363] MEINKE, H. H.; GUNDLACH, F. W.; LANGE, K. und LÖCHERER, K. H. *Band 1: Grundlagen*. Taschenbuch der Hochfrequenztechnik. Springer, 1992.
- [364] SIETMANN, R. *Next Generation Access: Warum Fiber-to-the-Home nicht vorankommt*. In: „c’t“ 4 (2010), S. 78–85.
- [365] SPINDLER, M.; KRAUS, M. und WEBER, G. *A graphical tactile screen-explorer*. In: „Computers Helping People with Special Needs“ (2010). Springer, S. 474–481.
- [366] JARDINE, J. und STEWART, K. *Physics Through Applications*. Oxford University Press, 1989.
- [367] BRAUER, H.; LINDNER, H. und LEHMANN, C. *Taschenbuch der Elektrotechnik und Elektronik*. Fachbuchverlag Leipzig, Carl-Hanser-Verlag, 2004.
- [368] ROY, S. und MEHREGANY, M. *Fabrication of electrostatic nickel microrelays by nickel surface micromachining*. In: „International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE. 1995, S. 353.

-
- [369] YAO, J. J. und CHANG, M. F. *A Surface Micromachined Miniature Switch For Telecommunications Applications With Signal Frequencies From DC Up To 4 Ghz*. In: „The 8th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators“. Bd. 2. 1995, S. 384–387.
- [370] SIMON, J.; SAFFER, S.; SHERMAN, F. und KIM, J. Y. *Lateral polysilicon microrelays with a mercury microdrop contact*. In: „Transactions on Industrial Electronics“ 45.6 (1998). IEEE, S. 854–860.
- [371] GRETILLAT, M.-A.; YANG, Y.-J.; HUNG, E. S.; RABINOVICH, V.; ANANTHASURESH, G. K.; DE ROOIJ, N. F. und SENTURIA, S. D. *Nonlinear electromechanical behaviour of an electrostatic micro-relay*. In: „International Conference on Solid State Sensors and Actuators (Transducers)“. Bd. 2. Chicago, 1997, S. 1141–1144.
- [372] GRETILLAT, M.-A.; GRETILLAT, F. und DE ROOIJ, N. F. *Micromechanical relay with electrostatic actuation and metallic contacts*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 9.4 (1999). IOP Publishing, S. 324–331.
- [373] HIRATA, A.; MACHIDA, K.; KYURAGI, H. und MAEDA, M. *A micromechanical switch as the logic elements for circuits in multi chip module on Si (MCM-Si)*. In: „Twelfth International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE. 1999, S. 582–587.
- [374] LI, Z.; ZHANG, D.; LI, T.; WANG, W. und WU, G. *Bulk micromachined relay with lateral contact*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 10.3 (2000). IOP Publishing, S. 329.
- [375] DUFFY, S.; BOZLER, C.; RABE, St.; KNECHT, J.; TRAVIS, L.; WYATT, P.; KEAST, C. und GOUKER, M. *MEMS microswitches for reconfigurable microwave circuitry*. In: „Microwave and Wireless Components Letters“ 11.3 (2001). IEEE, S. 106–108.
- [376] KASAI, S.; SUZUKI, K.; OTA, Y. und IDE, T. *An Electro-Statically Driven MEMS Relay*. In: „The 49th Relay Conference“. National Association of Relay Manufacturers (NARM). USA, 2001.
- [377] LIU, Y.; LI, X.; ABE, T.; HAGA, Y. und ESASHI, M. *A thermomechanical relay with microspring contact array*. In: „The 14th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)“. IEEE. 2001, S. 220–223.
- [378] TAN, G.-L. und REBEIZ, G.M. *A DC-contact MEMS shunt switch*. In: „Microwave and Wireless Components Letters“ 12.6 (2002). IEEE, S. 212–214.
- [379] AGRAWAL, V.; WOOD, R. L. und MAHADEVAN, R. *MEMS microactuators located in interior regions of frames having openings therein and methods of operating same*. Schutzrecht. US 6 590 313 B2. 07/2003.
- [380] CAO, A.; KIM, J. und LIN, L. *Bi-directional electrothermal electromagnetic actuators*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 17.5 (2007), S. 975–982.
- [381] JEONG, S. J. und WANG, W. *Design and UV-LIGA microfabrication of an electro-statically actuated power relay*. In: „Microsystem Technologies“ 13.3 (2006). Springer, S. 279–286.
- [382] JEONG, S. J.; LEE, D. E. und WANG, W. *Mathematical analysis and test of an electrostatically actuated micro-power relay*. In: „Microsystem Technologies“ 13.7 (2007). Springer, S. 635–645.
-

-
- [383] PENNARUN, P; ROSSI, C.; ESTEVE, D. und COLIN, R.-D. *Single use, robust, MEMS based electro-thermal microswitches for redundancy and system reconfiguration*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 136.1 (2007), S. 273 –281.

A Alternative Schaltertypen

Im Folgenden sind wichtige alternative Schaltertypen aus Tabelle 1.1 erklärt.

Reed-Relais

Reed-Relais (vgl. Abbildung A.1) verwenden einen Elektromagneten, um einen oder mehrere Reed-Schalter zu steuern. Die darin enthaltenen Reed-Kontakte bestehen aus ferromagnetischem Material. Der Elektromagnet übt ohne zusätzlichen Anker direkt eine Kraft auf sie aus, was den Schalter schließt bzw. öffnet. Zum Schutz vor Korrosion sind die auf Grund des niedrigen spezifischen elektrischen Widerstands häufig versilberten Kontakte in einem gasdichten, langen und schmalen Glasrohr gehäust.

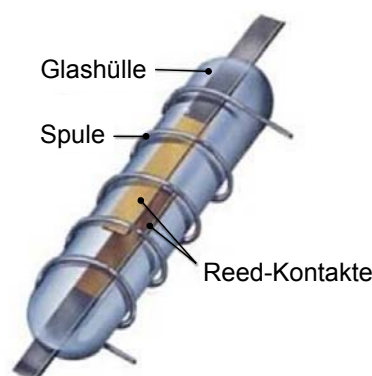


Abbildung A.1: Reed-Relais mit in Glas gehäusten und häufig versilberten Reed-Kontakten, das mit Hilfe der umgebenden Spule eine elektrische Verbindung herstellt oder trennt [366].

Optokoppler

Optokoppler sind Signalübertragungsglieder, die aus einem Fotoaktor und einem Fotosensor bestehen (vgl. Abbildung A.2). Lichtsender und Lichtempfänger sind optisch gekoppelt, aber galvanisch getrennt in einem Gehäuse untergebracht. Die Eigenschaften der beiden Teilelemente liefern eine gute Proportionalität von Eingangs- und Ausgangsstrom. Der Optokoppler ist besonders zur Übertragung digitaler Signale geeignet. [367]

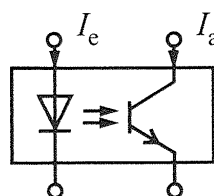


Abbildung A.2: Schaltsymbol eines Optokopplers mit Eingangsstrom I_e und Ausgangsstrom I_a [367].

Halbleiterrelais

Steuer- und Lastkreis sind im elektronischen Lastrelais (solid state relay) durch optoelektronische Mittel (vgl. Abbildung A.2) galvanisch getrennt. Lastströme bis zu 100 A können durch

einen Steuerstrom von etwa 20 mA geschaltet werden. Lastrelais für Wechselstrom beinhalten z. B. außer einem Schaltthyristor einen integrierten elektronischen Nullspannungsschalter (vgl. Abbildung A.3). Dieser sorgt dafür, dass der Thyristor grundsätzlich erst kurz nach dem Nulldurchgang der Wechselspannung gezündet wird. Dadurch werden Störungen durch Oberwellen, die bei einem Phasenanschnitt entstehen, verringert. [367]

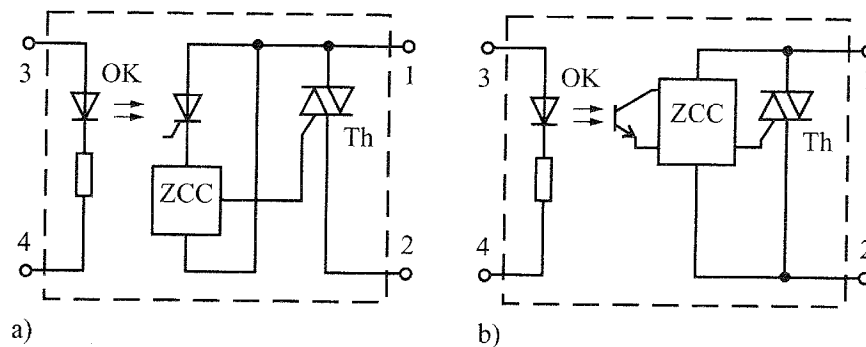


Abbildung A.3: Prinzipschaltung elektronischer Wechselstrom-Lastrelais: a) mit Leuchtdiode oder Fotothyristor und b) mit Leuchtdiode und Fototransistor (OK: Optokoppler, ZCC: Nullspannungsschalter) [367].

Transistoren

Bipolartransistor

Bipolare Transistoren werden aus zwei eng benachbarten pn-Übergängen gebildet. Voraussetzung für das Funktionsprinzip ist die gegenseitige Beeinflussung beider pn-Übergänge, die nur bei sehr geringer Basisweite möglich wird. Die Schichtfolge der drei beteiligten Halbleitergebiete bestimmt den Typ der Transistoren: npn oder pnp (vgl. Abbildung A.4). [367]

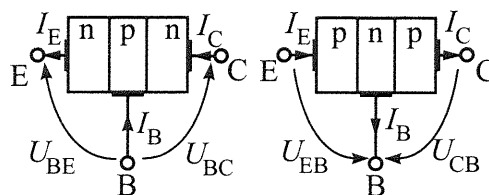


Abbildung A.4: Grundaufbau und Schaltsymbol eines a) npn- und b) pnp-Transistors mit positiven Strom- und Spannungsrichtungen (E: Emitter, C: Kollektor, B: Basis) [367].

Feldeffekttransistor

Die Funktion von Feldeffekttransistoren (FET) beruht auf der Steuerung der Leitfähigkeit oder des Querschnitts eines halbleitenden Kanals durch ein elektrisches Feld, das von einer Steuerelektrode erzeugt wird. Die Anschlüsse des Kanals werden als Source (S) und Drain (D) bezeichnet, den Anschluss der Steuerelektrode stellt das Gate (G) dar (vgl. Abbildung A.5). [367]

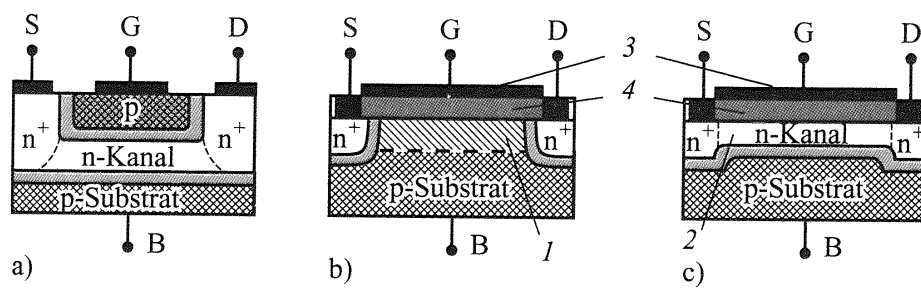


Abbildung A.5: Schematischer Aufbau von Feldeffekttransistoren: a) n-Kanal-Sperrschicht-FET, b) n-Kanal-MOSFET Enhancement-Typ und c) n-Kanal-MOSFET Depletion-Typ (1: Anreicherungszone, 2: Verarmungszone, 3: Metallgate, 4: SiO₂-Isolationsschicht) [367].



B Wichtige Datenblattauszüge



Signal Relays

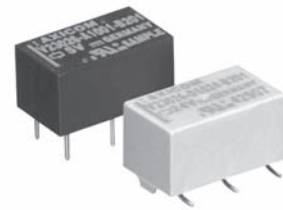
AXICOM

P1 Relay V23026

- Directly triggerable with TTL standard modules as ALS, HCT & ACT
- Slim line 13.5x7.85mm (0.531x0.309")
- Switching current 1 A
- Bifurcated 1 form C (CO) contact
- Immersion cleanable
- High sensitivity results in low nominal power consumption, 65 to 130mW for monostable and 30 to 150mW for bistable (latching)
- Initial surge withstand voltage
2.5kV (2/10µs) meets the Belcore Requirement GR-1089
1.5kV (10/160µs) meets FCC Part 68

Typical applications

Automotive equipment, CAN bus, immobilizer, office equipment, measurement and control equipment, medical equipment, safety equipment



P1_THTSMD



Approvals

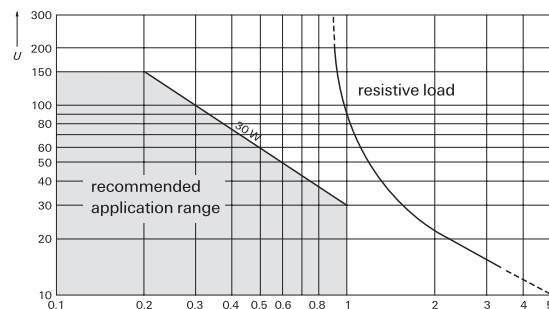
UL 508 File No. E 111441

Technical data of approved types on request

Contact Data

Contact arrangement	1 form C (CO)
Max. switching voltage	125VDC, 150VAC
Rated current	1A
Limiting continuous current, 85°C	1A
Breaking capacity max.	see max. DC load breaking capacity
Contact material	Palladium nickel, gold-rhodium covered bifurcated contact
Contact style	
Min. recommended contact load	10mA at 20mV
Initial contact resistance	≤50mΩ at 10mA/20mV
Frequency of operation without load	200 ops./s
Operate/release time max.	2ms
Set/reset time max.	2ms
Bounce time max.	3ms
Electrical endurance	
at 12V/10mA	typ. 50x10 ⁶ operations
at 6V/100mA	typ. 10x10 ⁶ operations
at 30V/1000mA	typ. 10x10 ³ operations
Contact ratings	
UL contact ratings	30VDC/1A 65VDC/0.46A 150VAC/0.46A
Mechanical endurance	typ. 10 ⁹ operations

Max. DC load breaking capacity



Coil Data

Magnetic system	polarized
Coil voltage range	3 to 24VDC other coil voltages on request
Operative range, IEC 61810	see coil operative range
Max. coil temperature	85°C
Thermal resistance	<130K/W

Coil versions, THT, monostable

Coil code	Rated voltage VDC	Operate voltage VDC _{min.}	Release voltage VDC _{min.}	Coil resistance Ω ±10%	Rated coil power mW
006	3	2.25	0.3	137	66
001	5	3.75	0.5	370	68
005	9	6.75	0.9	1165	70
002	12	9.00	1.2	2250	34
004	24	18.00	2.4	4500	128

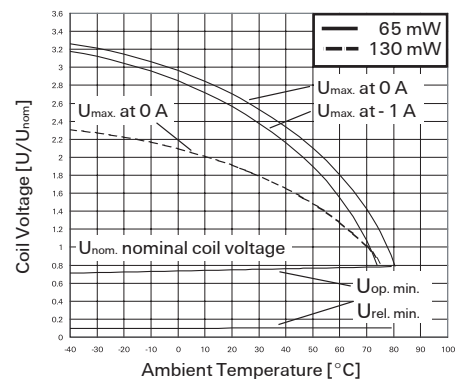
All figures are given for coil without pre-energization, at ambient temperature +23°C.

Coil versions, SMT, monostable

Coil code	Rated voltage VDC	Operate voltage VDC _{min.}	Release voltage VDC _{min.}	Coil resistance Ω ±10%	Rated coil power mW
026	3	2.25	0.3	113	80
021	5	3.75	0.5	313	80
025	9	6.75	0.9	1015	80
022	12	9.00	1.2	1800	80
024	24	18.00	2.4	4500	128

All figures are given for coil without pre-energization, at ambient temperature +23°C.

Coil operative range, monostable DC coil



IM Relay

- Slim line 10x6mm, low profile 5.65mm and min. board-space 60mm²
- Switching current 2/5A, switching power 60W/62.5VA and switching voltage 220VDC/250VAC
- Low coil power consumption, 140mW standard, 100mW for high sensitive version, 50mW for ultra high sensitive version and 100mW for bistable version
- High dielectric and surge capability up to 2500Vrms between open contacts and 3000Vrms between coil and contacts
- High mechanical shock resistance up to 300g functional

Typical applications

Telecommunication, access and transmission equipment, optical network terminals, modems, office and business equipment, consumer electronics, measurement and test equipment, industrial control, medical equipment, automotive applications

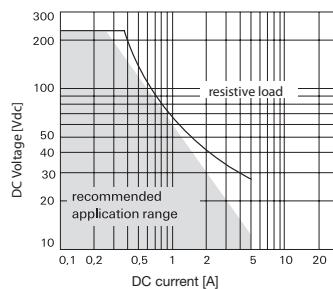
Approvals

UL 508 File No. E 111441

Technical data of approved types on request

Contact Data	standard, C	D	P
	standard and high dielectric version	high current version	high contact stability version
Contact arrangement	2 form C, 2 CO		
Max. switching voltage	220VDC, 250VAC	220VDC, 250VAC	220VDC, 250VAC
Rated current	2A	5A	2A
Limiting continuous current	2A	5A	2A
Switching power	60W, 62.5VA		
Contact material	PdRu +Au covered	AgNi +Au covered	PdRu +Au covered
Contact style	twin contacts		
Minimum switching voltage	100µV		
Initial contact resistance	<50mΩ at 10mA/20mV		
Thermoelectric potential	<10µV		
Operate time	typ. 1ms, max. 3ms		
Release time			
without diode in parallel	typ. 1ms, max. 3ms		
with diode in parallel	typ. 3ms, max. 5ms		
Bounce time max.	typ. 1ms, max. 5ms		

Max. DC load breaking capacity



IM_



Contact Data (continued)

Electrical endurance

at contact application 0

(≤30mV/≤10mA)

cable load open end

resistive, 125VDC / 0.24A - 30W

resistive, 220 VDC / 0.27A - 60W

resistive, 250VAC / 0.25A - 62.5VA

resistive, 30VDC / 1A - 30W

resistive, 30VDC / 2A - 60W

min. 2.5x10⁶ operations

min. 2.0x10⁶ operations

min. 5x10⁵ operations

min. 1x10⁵ operations

min. 1x10⁵ operations

min. 5x10⁵ operations

min. 1x10⁵ operations

Contact ratings, UL

220VDC, 0.24A, 60W

125VDC, 0.24A, 30W

250VAC, 0.25A, 62.5VA

125VAC, 0.5A, 62.5VA

30VDC, 2A, 60W

Mechanical endurance

10⁸ operations

Coil Data

Magnetic system

monostable, bistable

Coil voltage range

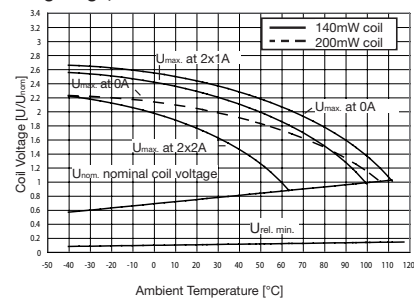
1.5 to 24VDC

Coil versions, standard version, monostable, 1 coil

Coil code	Rated voltage VDC	Operate voltage VDC	Release voltage VDC	Coil resistance Ω±10%	Rated coil power mW
00	1.5	1.13	0.15	16	140
08	2.4	1.80	0.24	41	140
01	3	2.25	0.30	64	140
02	4.5	3.38	0.45	145	140
03	5	3.75	0.50	178	140
04	6	4.50	0.60	257	140
05	9	6.75	0.90	579	140
06	12	9.00	1.20	1029	140
07	24	18.00	2.40	2880	200

All figures are given for coil without pre-energization, at ambient temperature +23°C

Coil operating range, standard version



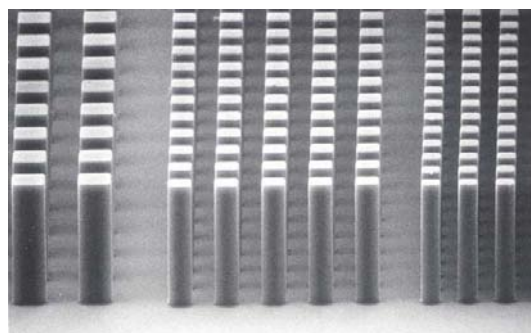
SU-8 2000

Permanent Epoxy Negative Photoresist

PROCESSING GUIDELINES FOR:

SU-8 2025, SU-8 2035, SU-8 2050 and SU-8 2075

SU-8 2000 is a high contrast, epoxy based photoresist designed for micromachining and other microelectronic applications, where a thick, chemically and thermally stable image is desired. SU-8 2000 is an improved formulation of SU-8, which has been widely used by MEMS producers for many years. The use of a faster drying, more polar solvent system results in improved coating quality and increases process throughput. SU-8 2000 is available in twelve standard viscosities. Film thicknesses of 0.5 to >200 microns can be achieved with a single coat process. The exposed and subsequently thermally cross-linked portions of the film are rendered insoluble to liquid developers. SU-8 2000 has excellent imaging characteristics and is capable of producing very high aspect ratio structures. SU-8 2000 has very high optical transmission above 360 nm, which makes it ideally suited for imaging near vertical sidewalls in very thick films. SU-8 2000 is best suited for permanent applications where it is imaged, cured and left on the device.



10 um features, 50 um SU-8 2000 coating

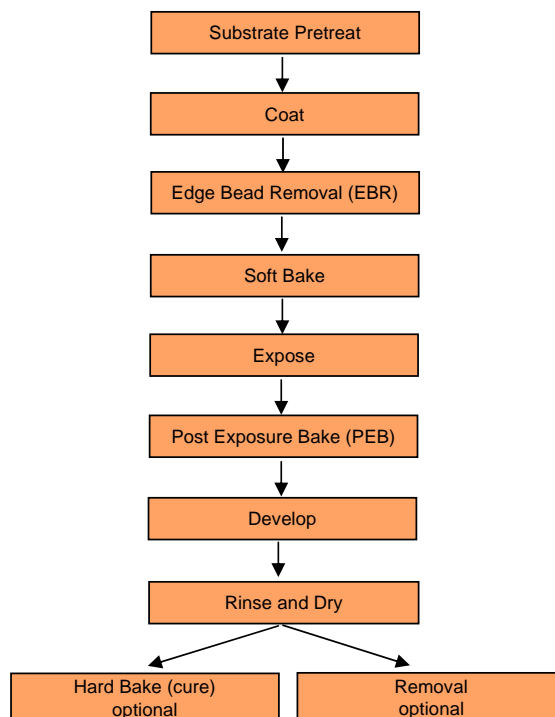
SU-8 2000 Features

- High aspect ratio imaging
- 0.5 to > 200 μm film thickness in a single coat
- Improved coating properties
- Faster drying for increased throughput
- Near UV (350-400 nm) processing
- Vertical sidewalls

Processing Guidelines

SU-8 2000 photoresist is most commonly exposed with conventional UV (350-400 nm) radiation, although i-line (365 nm) is the recommended wavelength. SU-8 2000 may also be exposed with e-beam or x-ray radiation. Upon exposure, cross-linking proceeds in two steps (1) formation of a strong acid during the exposure step, followed by (2) acid-catalyzed, thermally driven epoxy cross-linking during the post exposure bake (PEB) step. A normal process is: spin coat, soft bake, expose, PEB, followed by develop. A controlled hard bake is recommended to further cross-link the imaged SU-8 2000 structures when they will remain as part of the device. The entire process should be optimized for the specific application. The baseline information presented here is meant to be used as a starting point for determining a process.

Process Flow

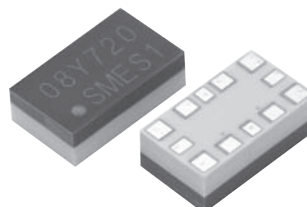


RF MEMS Switch

2SMES-01

Miniature, 10 GHz Band (typical) SPDT (transfer contacts) RF MEMS Switch

- Superior high-frequency characteristics at 10 GHz typical/8 GHz rated (50 Ω)
 - Isolation of 30 dB
 - Insertion loss of 1 dB
- Ultra-miniature 5.2 x 3.0 x 1.8 mm (L x W x H).
- Contact Reliability 100 million operations (0.5 mA at 0.5 VDC resistive load)
- Rated power consumption of 10 μ W
- RoHS Compliant



Application Examples

- Automatic test equipment
- RF measurement instrument
- RF component

Ordering Information

Standard Models with Surface-mounting Terminals

Classification	Structure	Packaging	Package quantity	Model
Single-side stable	Plastic sealed	JEDEC Tray	200	2SMES-01
		IC Pack	50	2SMES-01CT

- Note:** 1. This RF MEMS Switch was developed on the assumption of cold switching. Do not exceed ratings by hot switching (greater than 0.5 mA at 0.5 VDC resistive load).
2. This RF MEMS Switch is easily damaged by static electricity. When handling the RF MEMS Switch, take countermeasures against static electricity. Contact OMRON for handling guidelines.

Specifications

■ Contact Ratings

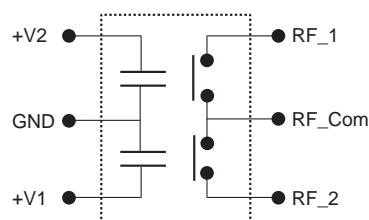
Load	Resistive load
Rated load	0.5 mA at 0.5 VDC
Rated carry current	100 mA at 10 VDC RF: 30 dBm
Maximum switching voltage	0.5 VDC
Maximum switching current	0.5 mADC
Maximum switching capacity	0.25 mW

Note: The ratings are for a V.S.W.R. of 1.2 max. at the load.

■ Actuator Ratings

Rated voltage (VDC)	Rated current (mA)	Must operate voltage (V)	Must release voltage (V)	Absolute maximum voltage (V)	Rated power consumption (μ W)
DC	34 \pm 5%	---	90% max. of rated voltage	40	10

■ Terminal Arrangement



C Modified Nodal Analysis (MNA)

Das in Abbildung 4.18 dargestellte lineare Netzwerkmodell kann mit Hilfe von Matlab in ein lineares Gleichungssystem überführt und gelöst werden. In dieser Arbeit wird dazu das von Cheever [301] vorgestellte Matlab-Skript zum Überführen einer SPICE-Netzliste in ein symbolisches Gleichungssystem verwendet.

Die Modified Nodal Analysis (MNA) kann auf Netzwerke angewendet werden, die ausschließlich passive Bauelemente und unabhängigen Quellen enthalten. Das Gleichungssystem lautet:

$$A \cdot x = z \quad (C.1)$$

Für ein Netzwerk mit n Knoten und m unabhängigen Spannungsquellen gilt:

Die A-Matrix

- weist eine Größe von $(n+m) \times (n+m)$ auf und besteht nur aus bekannten Variablen
- der $n \times n$ -Teil links oben in der Matrix
 - enthält ausschließlich die passiven Bauteile
 - mit Masse verbundene Elemente erscheinen ausschließlich in der Matrixdiagonale
- der Rest der A-Matrix enthält nur 1, -1 und 0

Die x-Matrix

- ist ein $(n+m) \times 1$ großer Vektor, der die unbekannten Variablen enthält
- die oberen n Elemente sind die n Knotenspannungen
- die unteren m Elemente stellen die Ströme durch die m unabhängigen Spannungsquellen dar

Die z-Matrix

- ist ein $(n+m) \times 1$ großer Vektor, der nur bekannte Variablen enthält
- die oberen n Elemente sind entweder Null oder die Summe und Differenz der unabhängigen Stromquellen
- die unteren m Elemente stellen die m unabhängigen Spannungsquellen dar

Das Netzwerk wird auf diese Weise durch eine einfache Matrixoperation gelöst:

$$x = A^{-1} \cdot z \quad (C.2)$$

Um die korrekte Durchschnittstemperatur des Balkenelements ΔT_x zu ermitteln, muss die Temperatur des Heizelement-Netzwerkknotens viermal berücksichtigt werden. Die für das in Abbildung 4.18 gezeigte Netzwerkmodell berechnete A-Matrix ist im Folgenden dargestellt:

$$A = \begin{bmatrix} \frac{1}{R_{K, \text{Linf}, S}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} + \frac{R_{K, \text{Linf}, S}}{R_{L, \text{SUB}, B}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} \\ 0 & 0 & \frac{1}{R_{K, \text{Linf}, S}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} \\ 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & \frac{1}{R_{K, \text{Linf}, S}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{2}{R_{L, \text{SUB}, B}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} + \frac{1}{R_{K, \text{Linf}, O}} & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & -\frac{1}{R_{K, \text{Linf}, O}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} + \frac{1}{R_{K, \text{Linf}, O}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} \\ 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & 0 & \frac{R_{L, \text{SUB}, B}}{R_{L, \text{SUB}, B} + R_{L, \text{SUB}, H}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} + \frac{R_{K, \text{Linf}, S}}{R_{L, \text{SUB}, B} + R_{L, \text{SUB}, H}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} \\ 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} & -\frac{1}{R_{L, \text{SUB}, B}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} + \frac{R_{K, \text{Linf}, S}}{R_{L, \text{SUB}, B} + R_{L, \text{SUB}, H}} + \frac{1}{R_{L, \text{SUB}, H}} \end{bmatrix}$$

A =

D Auswirkung der Magnettoleranzen

Die Auswirkungen der Magnettoleranzen auf die Kraftwirkung am Kontakt (vgl. Abbildung 5.22) werden mit Hilfe von numerischen Rechnungen im Programm CST EM Studio abgeschätzt. In der folgenden Tabelle sind alle simulierten Datenpunkte mit zugehöriger Kraftwirkung dargestellt:

Daten- punkt	Linker Magnet		Rechter Magnet		Kraft in mN
	Toleranz x in μm	Toleranz y in μm	Toleranz x in μm	Toleranz y in μm	
1	50	50	0	0	8,9
2	50	50	0	0	-10,5
3	50	-50	0	0	9,1
4	50	-50	0	0	-9,7
5	-50	50	0	0	9,3
6	-50	50	0	0	-8,6
7	-50	-50	0	0	9,4
8	-50	-50	0	0	-7,9
9	50	50	50	50	8,4
10	50	50	50	50	-10,4
11	50	50	50	-50	7,7
12	50	50	50	-50	-10,7
13	50	-50	50	50	8,4
14	50	-50	50	50	-9,7
15	50	-50	50	-50	7,9
16	50	-50	50	-50	-9,9
17	50	50	-50	50	10,3
18	50	50	-50	50	-10,3
19	50	50	-50	-50	9,5
20	50	50	-50	-50	-10,4
21	50	-50	-50	50	10,4
22	50	-50	-50	50	-9,4
23	50	-50	-50	-50	9,6
24	50	-50	-50	-50	-8,9
25	-50	50	50	50	8,8
26	-50	50	50	50	-8,7
27	-50	50	50	-50	8,1
28	-50	50	50	-50	-8,8
29	-50	-50	50	50	8,9
30	-50	-50	50	50	-8,0
31	-50	-50	50	-50	8,2
32	-50	-50	50	-50	-8,1
33	-50	50	-50	50	10,7

34	-50	50	-50	50	-7,6
35	-50	50	-50	-50	9,8
36	-50	50	-50	-50	-8,5
37	-50	-50	-50	50	10,8
38	-50	-50	-50	50	-7,5
39	-50	-50	-50	-50	9,8
40	-50	-50	-50	-50	-7,8

E Prozessprotokoll Version 1.53

Die folgenden Abschnitte beschreiben den vollständigen Fertigungsprozess der finalen Mikrorelaisversion 1.53 auf Keramiksubstraten der Firma Quick-Ohm.

1. Laser-Bearbeitung des Substrats

Ziel	Öffnungen für die elektrischen Durchkontaktierungen in das Keramiksubstrat einbringen
Gerät	Alpha Laser AC200, ND:YAG, 1064 nm
Medium	Al ₂ O ₃ -Keramik, 101 mm Durchmesser, 700 µm Dicke
Spannung	300 V
Pulsdauer	0,35 ms
Frequenz	200 Hz
Fokusedurchmesser	0,2 mm
Vorschub	50 mm/min
Gasdruck	16 bar
Gasart	Stickstoff

2. Entgraten des Substrats

Ziel	Entfernen der beim Laser-Schneiden in der Nähe der Schnitte entstandenen Keramikschmelzetropfen
Werkzeug	Al ₂ O ₃ -Keramik-Schieber
Durchführung	Keramikschmelzetropfen mit dem Keramikschieber entfernen
Hinweis	Substrat muss vollständig gratfrei sein

3. Sputtern der Galvanostartschicht auf die Rückseite

Ziel	Aufbringen einer metallischen Startschicht aus Kupfer auf die Rückseite für die nachfolgende Galvanoformung
Gerät	Sputteranlage Alcatel SM 600
Medium	Kupfer
Startdruck	10 ⁻² mbar
Gasart	Argon
Schichtdicke	200 nm
Dauer	50 s
Durchführung	vorheriges Säubern der Substratoberfläche durch Sputterätzen

4. Rakeln der elektrischen Durchkontaktierungen

Ziel	Erzeugen von leitfähigen Durchkontaktierungen in den durch den Laser geöffneten Bereichen
Medium	Silberleitklebstoff Elecolit 3655
Werkzeug	Silikonraket
Vorbereitung	strukturiertes Substrat auf zweite Keramikscheibe mit aufgelegtem 80 g-Papier mit Kaptonklebestreifen fixieren
Durchführung	Silberleitklebstoff mit Rakel aus unterschiedlichen Richtungen in die Öffnungen rakeln
Hinweis	Substratoberfläche muss weitgehend frei von Silberklebstoffrückständen sein
Aushärten	ca. 90 min bei 150°C unter Stickstoffatmosphäre
Nachbereitung	Substratoberfläche mit in Acton getränktem Tuch von Klebstoffresten befreien

5. Kupfer-Mikrogalvanoformung auf der Rückseite

Ziel	Aufbringen einer ca. 7 µm dicken Kupferschicht, um die teilpolymeren elektrischen Durchkontaktierungen auf der Rückseite vor nachfolgenden Prozessen zu schützen
Hinweis	vorherige Aktivierung in 10%iger Schwefelsäure
Medium	Schwefelsaurer Kupferelektrolyt
Temperatur	30°C
Anströmung	2 l/min
Drehung	10%
Puls-Pause-Verhältnis	10/ 5 ms
Fläche	65 cm ²
Schichtdicke	7 µm
Stromdichte	20 mA/cm ²
Strom	1950 mA
Dauer	17,5 min

6. Sputtern der Galvanostartschicht auf die Vorderseite

Ziel	Aufbringen einer metallischen Startschicht aus Kupfer auf die Vorderseite für die nachfolgende Galvanoformung
Gerät	Alcatel SM 600
Medium	Kupfer
Startdruck	10 ⁻² mbar
Gasart	Argon

Schichtdicke	200 nm
Dauer	50 s
Durchführung	vorheriges Säubern der Substratoberfläche durch Sputterätzen

7. UV-Lithographie als dünne Galvanoform

Ziel	UV-lithographische Strukturierung der Galvanoform zur Fertigung der ersten Leiterbahnebene auf der Vorderseite
Gerät	Spincoater Süss Delta 80 BM
Medium	AZ 9260
Aufschleudern	1. mit 200 rpm/s auf 300 rpm und 15 s halten, 2. mit 900 rpm/s auf 1500 rpm und 3 s halten
Schichtdicke	30 µm
Gerät	Hotplate
Softbake	105°C für 35 min
Hinweis	während der ersten 5 min des Softbakes muss der Wafer mit einer Petrischale abgedeckt sein
Gerät	Maskaligner Süss MA56 M
Medium	Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_1 (erste Leiterbahnebene, vgl. Abbildung F.1)
Dosis	3 J/cm ² bei Verwendung des g,h,i-Filters
Gerät	Wippschüttler Multi-Bio-3D
Medium	AZ 400k 3:1
Dauer	ca. 10 min
Hinweis	vollständige Entwicklung optisch kontrollieren und in jedem Fall nass in nass arbeiten

8. Nickel-Mikrogalvanoformung der ersten Leiterbahnebene

Ziel	Abscheiden einer 20 µm dicken Nickelschicht als erste Leiterbahnebene und als Schutz der teilpolymeren elektrischen Durchkontaktierungen auf der Vorderseite vor nachfolgenden Prozessen
Hinweis	vorherige Aktivierung in 10%iger Schwefelsäure
Medium	Nickelsulfamatelektrolyt
Temperatur	45°C
Anströmung	7 l/min
Drehung	50%
Puls-Pause-Verhältnis	70/ 30 ms
Fläche	7,81 cm ²
Schichtdicke	20 µm
Stromdichte	25 mA/cm ²

Strom	279 mA
Dauer	40 min

9. Strippen der Photoresistschicht

Ziel	Entfernen der polymeren Galvanoform
Medium	Aceton

10. UV-Lithographie als dünne Galvanoform

Ziel	UV-lithographische Strukturierung der Galvanoform zur Fertigung der Kupferopferschicht
Gerät	Spincoater Süss Delta 80 BM
Medium	AZ 9260
Aufschleudern	1. mit 200 rpm/s auf 300 rpm und 15 s halten, 2. mit 900 rpm/s auf 1500 rpm und 3 s halten
Schichtdicke	30 µm
Gerät	Hotplate
Softbake	105°C für 35 min
Hinweis	während der ersten 5 min des Softbakes muss der Wafer mit einer Petrischale abgedeckt sein
Gerät	Maskaligner Süss MA56 M
Medium	Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_2 (Kupferopferschicht, vgl. Abbildung F.2)
Dosis	3 J/cm ² bei Verwendung des g,h,i-Filters
Gerät	Wippschüttler Multi-Bio-3D
Medium	AZ 400k 3:1
Dauer	ca. 10 min
Hinweis	vollständige Entwicklung optisch kontrollieren und in jedem Fall nass in nass arbeiten

11. Kupfer-Mikrogalvanoformung der Kupferopferschicht

Ziel	Abscheiden einer 24 µm dicken Kupferschicht, die als Opferschicht zum Erzeugen der freitragenden Mikrostrukturen dient
Hinweis	vorherige Aktivierung in 10%iger Schwefelsäure
Medium	Schwefelsaurer Kupferelektrolyt
Temperatur	30°C
Anströmung	2 l/min
Drehung	10%
Puls-Pause-Verhältnis	10/ 5 ms

Fläche	18,71 cm ²
Schichtdicke	24 µm
Stromdichte	20 mA/cm ²
Strom	562 mA
Dauer	60 min

12. Strippen der Photoresistschicht

Ziel	Entfernen der polymeren Galvanoform
Medium	Aceton

13. UV-Lithographie als dünne Funktions- und Konstruktionsschicht

Ziel	UV-lithographische Strukturierung der 20 µm dünnen SU-8-Schicht zur Einebnung der rauhen Kupferopferschicht
Gerät	Spincoater Süss LabSpin 6 BM
Medium	SU-8 2025
Aufschleudern	1. mit 400 rpm/s auf 1000 rpm und 30 s halten, 2. mit 400 rpm/s auf 3500 rpm und 60 s halten
Schichtdicke	20 µm
Gerät	Hotplate
Softbake	95°C für 60 min
Hinweis	während der ersten 5 min des Softbakes muss der Wafer mit einer Petrischale abgedeckt sein
Gerät	Maskaligner Süss MA56 M
Medium	Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_3 (Einebnung der Kupferopferschicht, vgl. Abbildung F3)
Dosis	0,4 J/cm ² bei Verwendung des g,h,i-Filters
Postbake	1. in 30 min auf 75°C und 30 min halten, 2. in 30 min auf 20°C
Gerät	Wippschüttler Multi-Bio-3D
Medium	mr 600 (PGMEA)
Dauer	ca. 10 min
Hinweis	nur mit frischem PGMEA spülen, kein Aceton oder Isopropanol nach der Entwicklung anwenden
Hardbake	1. in 30 min auf 140°C und 30 min halten, 2. in 30 min auf 20°C

14. UV-Lithographie als dünne Lift-Off-Form

Ziel	UV-lithographische Strukturierung der Lift-Off-Form zur Fertigung der metallischen Dünnschichtheizer
Gerät	Spincoater Süss Delta 80 BM

Medium	AZ 9260
Aufschleudern	1. mit 200 rpm/s auf 300 rpm und 15 s halten, 2. mit 900 rpm/s auf 1500 rpm und 3 s halten
Schichtdicke	30 µm
Gerät	Hotplate
Softbake	105°C für 35 min
Hinweis	während der ersten 5 min des Softbakes muss der Wafer mit einer Petrischale abgedeckt sein
Gerät	Maskaligner Süss MA56 M
Medium	Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_4 (Lift-Off-Form der Dünnschichtheizelemente, vgl. Abbildung F.4)
Dosis	2 J/cm ² bei Verwendung des g,h,i-Filters
Gerät	Wippschüttler Multi-Bio-3D
Medium	AZ 400k 3:1
Dauer	ca. 10 min
Hinweis	vollständige Entwicklung optisch kontrollieren und anschließend vollständig trocknen

15. Aufdampfen der metallischen Heizelemente

Ziel	Aufbringen des metallischen Schichtsystems zur Fertigung der Heizelemente durch einen nachfolgenden Lift-Off-Schritt
Gerät	Aufdampfanlage Balzers BAK 600
Medium	Chrom
Schichtdicke	20 nm
Medium	Nickel
Schichtdicke	150 nm

16. Lift-Off durch Strippen der Photoresistschicht

Ziel	Entfernen der polymeren Galvanoform und gleichzeitiges Strukturieren der Heizelemente
Gerät	Ultraschallbecken
Medium	Aceton
Dauer	ca. 5 min

17. UV-Lithographie als dünne Galvanoform

Ziel	UV-lithographische Strukturierung der Galvanoform zur Fertigung der zweiten Leiterbahnebene
Gerät	Spincoater Süss Delta 80 BM

Medium	AZ 9260
Aufschleudern	1. mit 200 rpm/s auf 200 rpm und 15 s halten, 2. mit 900 rpm/s auf 800 rpm und 3 s halten
Schichtdicke	45 µm
Gerät	Hotplate
Softbake	105°C für 60 min
Hinweis	während der ersten 5 min des Softbakes muss der Wafer mit einer Petrischale abgedeckt sein
Gerät	Maskaligner Süss MA56 M
Medium	Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_5 (zweite Leiterbahnebene, vgl. Abbildung F.5)
Dosis	4 J/cm ² bei Verwendung des g,h,i-Filters
Gerät	Wippschüttler Multi-Bio-3D
Medium	AZ 400k 3:1
Dauer	ca. 15 min
Hinweis	vollständige Entwicklung optisch kontrollieren, vor allem die Übergänge der ersten Leiterbahnebene auf die Heizstrukturen und in jedem Fall nass in nass arbeiten

18. Nickel-Mikrogalvanoformung der zweiten Leiterbahnebene

Ziel	Abscheiden einer 20 µm dicken Nickelschicht als zweite Leiterbahnebene zur Kontaktierung der Dünnschichtheizstrukturen
Hinweis	vorherige Aktivierung in 10%iger Schwefelsäure und Aktivierung in Lösung aus 80 g/l Salzsäure und 50 g/l Natriumchlorid
Medium	Nickelsulfamatelektrolyt
Temperatur	45°C
Anströmung	7 l/min
Drehung	50%
Puls-Pause-Verhältnis	70/ 30 ms
Fläche	9,44 cm ²
Schichtdicke	20 µm
Stromdichte	25 mA/cm ²
Strom	337 mA
Dauer	40 min

19. Strippen der Photoresistschicht

Ziel	Entfernen der polymeren Galvanoform
Medium	Aceton

20. UV-Lithographie als dünne Funktions- und Konstruktionsschicht

Ziel	UV-lithographische Strukturierung der 20 µm dünnen SU-8-Schicht zur Kapselung der Dünnschichtheizelemente
Gerät	Spincoater Süss LabSpin 6 BM
Medium	SU-8 2025
Aufschleudern	1. mit 400 rpm/s auf 1000 rpm und 30 s halten, 2. mit 400 rpm/s auf 3500 rpm und 60 s halten
Schichtdicke	20 µm
Gerät	Hotplate
Softbake	95°C für 60 min
Hinweis	während der ersten 5 min des Softbakes muss der Wafer mit einer Petrischale abgedeckt sein
Gerät	Maskaligner Süss MA56 M
Medium	Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_3 (Kapselung der Dünnschichtheizelemente, vgl. Abbildung F.3)
Dosis	0,4 J/cm ² bei Verwendung des g,h,i-Filters
Postbake	1. in 30 min auf 75°C und 30 min halten, 2. in 30 min auf 20°C
Gerät	Wippschüttler Multi-Bio-3D
Medium	mr 600 (PGMEA)
Dauer	ca. 10 min
Hinweis	nur mit frischem PGMEA spülen, kein Aceton oder Isopropanol nach der Entwicklung anwenden
Hardbake	1. in 30 min auf 140°C und 30 min halten, 2. in 30 min auf 20°C

21. Sputtern der Aluminium-Trennschicht

Ziel	Aufbringen einer metallischen Trennschicht aus Aluminium zur Trennung von Kupfer und nachfolgend aufgetragenem AZ 125nXT
Gerät	Sputteranlage Alcatel SM 600
Medium	Aluminium
Startdruck	10 ⁻² mbar
Gasart	Argon
Schichtdicke	20 nm
Dauer	20 s
Durchführung	vorheriges Säubern der Substratoberfläche durch Sputterätzen

22. UV-Lithographie als dicke Galvanoform

Ziel	UV-lithographische Strukturierung der 400 µm dicken AZ 125nXT-Schicht als Galvanoform zur Fertigung des Nickelkontaktsystems
Medium	AZ 125nXT
Belacken	Aufgießen von 5,2 ml AZ 125nXT und verteilen durch gleichmäßiges langsames Drehen
Schichtdicke	400 µm
Gerät	Hotplate
Softbake	105°C für 13 h
Hinweis	während der ersten 10 min des Softbakes muss der Wafer mit einer Petrischale abgedeckt sein
Gerät	Maskaligner Süss MA56 M
Medium	Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_6 (Nickelkontaktsystem, vgl. Abbildung F.6)
Dosis	15 J/cm ² bei Verwendung des g,h-Filters
Gerät	Wippschüttler Multi-Bio-3D
Medium	AZ MIF 326
Dauer	ca. 15 min
Hinweis	vollständige Entwicklung optisch kontrollieren durch Farbumschlag von Aluminium zu Kupfer und in jedem Fall nass in nass arbeiten

23. Nickel-Mikrogalvanoformung des Nickelkontaktsystems

Ziel	Abscheiden einer 200 µm dicken Nickelschicht als Kontaktsystem
Hinweis	vorherige Aktivierung in 10%iger Schwefelsäure und Aktivierung in Lösung aus 80 g/l Salzsäure und 50 g/l Natriumchlorid
Medium	Nickelsulfamatelektrolyt
Temperatur	45°C
Anströmung	7 l/min
Drehung	50%
Puls-Pause-Verhältnis	70/ 30 ms
Fläche	7,49 cm ²
Schichtdicke	200 µm
Stromdichte	12,5 mA/cm ²
Strom	134 mA
Dauer	800 min

24. Strippen der Photoresistschicht

Ziel	Entfernen der polymeren Galvanoform
Medium	Aceton
Dauer	ca. 20 min
Hinweis	falls nach dem Strippen Photoresistreste auf dem Substrat verbleiben, wird ein ca. fünfminütiger Trockenätzprozess im Radikalverascher R3T muegge STP 2020 durchgeführt

25. Ätzen, Neutralisieren und Oxidieren

Ziel	Vorbereiten des Wafers für die abschließende Strukturierung der polymeren Ausdehnungskörper durch Ätzen der metallischen Dünnschichten, durch Neutralisieren der Säurerückstände im abgeschiedenen Nickel und durch Oxidieren der Kupferopferschicht
Medium	AZ 400k 3:1
Dauer	einige Sekunden
Durchführung	Ätzen des Aluminiums
Medium	APDS
Dauer	einige Sekunden
Durchführung	Ätzen der Kupferstartschicht ohne die Kupferopferschicht zu sehr anzugreifen
Hinweis	die Zwischenräume der Leiterbahnen müssen frei von Kupfer sein
Medium	AZ 400k bei 60°C
Dauer	10 min
Durchführung	Neutralisieren der im Nickel verbleibenden Säurereste durch den basischen Entwickler bei gleichzeitigem oxidieren der Kupferopferschicht

26. UV-Lithographie als dicke Funktions- und Konstruktionsschicht

Ziel	UV-lithographische Strukturierung der 300 µm dicken SU-8-Schicht als Ausdehnungskörper für die elektrothermischen Mikroaktoren und der Montagehilfen für die Miniaturmagnete
Medium	SU-8 2025
Belackung	Aufgießen von 4 ml SU-8 2025 und verteilen durch gleichmäßiges langsames Drehen
Schichtdicke	300 µm
Gerät	Hotplate
Softbake	1. in 15 min auf 65°C und 60 min halten, 2. in 15 min auf 95°C und 12 h halten, 3. in 60 min auf 20°C

Hinweis	während der ersten 60 min des Softbakes muss der Wafer mit einer Petrischale abgedeckt sein
Durchführung	Zur Homogenisierung der Lackoberfläche Silikonkissen auflegen, durch Vakuum vollflächig an die Lackoberfläche anziehen, Verbund aus Wafer und Silikon kopfüber auf eine mit Papier bedeckte Glasscheibe legen
Korrekturbake	1. in 5 min auf 95°C und 5 min halten, 2. in 5 min auf 20°C
Gerät	Maskaligner Süss MA56 M
Medium	Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_7 (Ausdehnungskörper und Montagehilfen, vgl. Abbildung F.7)
Dosis	1,4 J/cm ² bei Verwendung i-Filters
Postbake	1. in 30 min auf 75°C und 30 min halten, 2. in 60 min auf 20°C
Gerät	Wippschüttler Multi-Bio-3D
Medium	mr 600 (PGMEA)
Dauer	ca. 15 min
Hinweis	nur mit frischem PGMEA spülen, kein Aceton oder Isopropanol nach der Entwicklung anwenden
Gerät	rampenfähiger Ofen
Hardbake	1. in 15 h auf 175°C und 60 min halten, 2. in 15 h auf 20°C

27. Ätzen der Kupferopferschicht

Ziel	Entfernen der Kupferopferschicht, um die beweglichen Mikrostrukturen freizustellen
Gerät	Wippschüttler Multi-Bio-3D
Medium	APDS
Dauer	einige Stunden
Durchführung	Ätzen der Kupferopferschicht bei wiederholtem Tausch des verbrauchten Ätzmediums

28. Sputtern der Galvanostartschicht auf der Rückseite

Ziel	Aufbringen einer metallischen Startschicht aus Kupfer auf die Rückseite für die nachfolgende Galvanoformung
Gerät	Sputteranlage Alcatel SM 600
Medium	Kupfer
Startdruck	10 ⁻² mbar
Gasart	Argon
Schichtdicke	200 nm
Dauer	50 s
Durchführung	vorheriges Säubern der Substratoberfläche durch Sputterätzen

29. UV-Lithographie als dünne Galvanoform

Ziel	UV-lithographische Strukturierung der Galvanoform zur Fertigung der Leiterbahnebene auf der Rückseite
Gerät	Spincoater Süss Delta 80 BM
Medium	AZ 9260
Aufschleudern	1. mit 200 rpm/s auf 300 rpm und 15 s halten, 2. mit 900 rpm/s auf 1500 rpm und 3 s halten
Schichtdicke	30 µm
Gerät	Ofen
Softbake	100°C für 40 min
Hinweis	während der ersten 10 min des Softbakes muss der Wafer mit einer Petrischale abgedeckt sein
Gerät	Maskaligner Süss MA56 M
Medium	Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_8 (Rückseitige Leiterbahnebene, vgl. Abbildung F.8)
Dosis	3 J/cm ² bei Verwendung des g,h,i-Filters
Gerät	Wippschüttler Multi-Bio-3D
Medium	AZ 400k 3:1
Dauer	ca. 10 min
Hinweis	Entwicklung optisch kontrollieren und nass in nass

30. Nickel-Mikrogalvanoformung der Rückseitenleiterbahnen

Ziel	Abscheiden einer 20 µm dicken Nickelschicht als rückseitige Leiterbahnebene
Hinweis	vorherige Aktivierung in 10%iger Schwefelsäure
Medium	Nickelsulfamatelektrolyt
Temperatur	45°C
Anströmung	7 l/min
Drehung	50%
Puls-Pause-Verhältnis	70/ 30 ms
Fläche	13,28 cm ²
Schichtdicke	20 µm
Stromdichte	25 mA/cm ²
Strom	474 mA
Dauer	40 min

31. Vergolden der Nickelstrukturen

Ziel	Beschichten der Nickelstrukturen mit einer 2 bis 3 µm dicken Goldschicht als elektrischer Kontaktwerkstoff und anschließendes Vereinzeln der Matrizen
Gerät	Becherglasgalvanik
Medium	Gold-SF bei 55°C
Dauer	10 min
Gerät	Wafersäge Disco DAD 341
Durchführung	Vereinzeln der vier Mikrorelaismatrizen mit Hilfe einer Wafersäge
Schnittbreite	300 µm

32. Strippen der Photoresistschicht

Ziel	Entfernen der polymeren Galvanoform
Medium	Aceton



F Lithographiemasken Version 1.53

Der zur Fertigung eines 4x4-Mikrorelaismatrix-Demonstrators benötigte UV-Lithographiemaskensatz ist im Folgenden (vgl. Abbildung F.1 bis F.8) dargestellt.

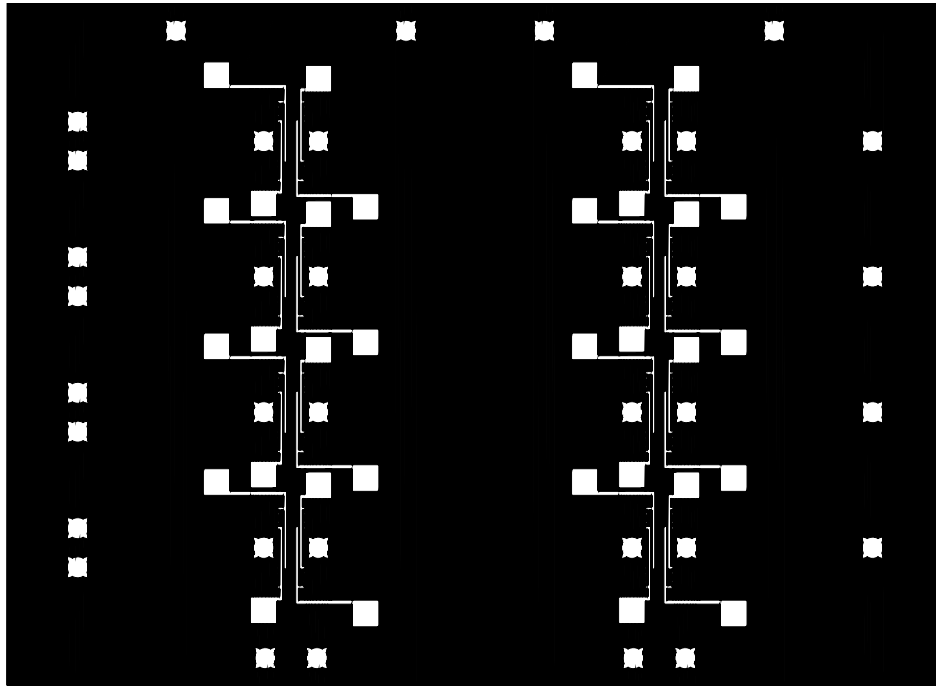


Abbildung F1: Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_1: Erste Leiterbahnebene.

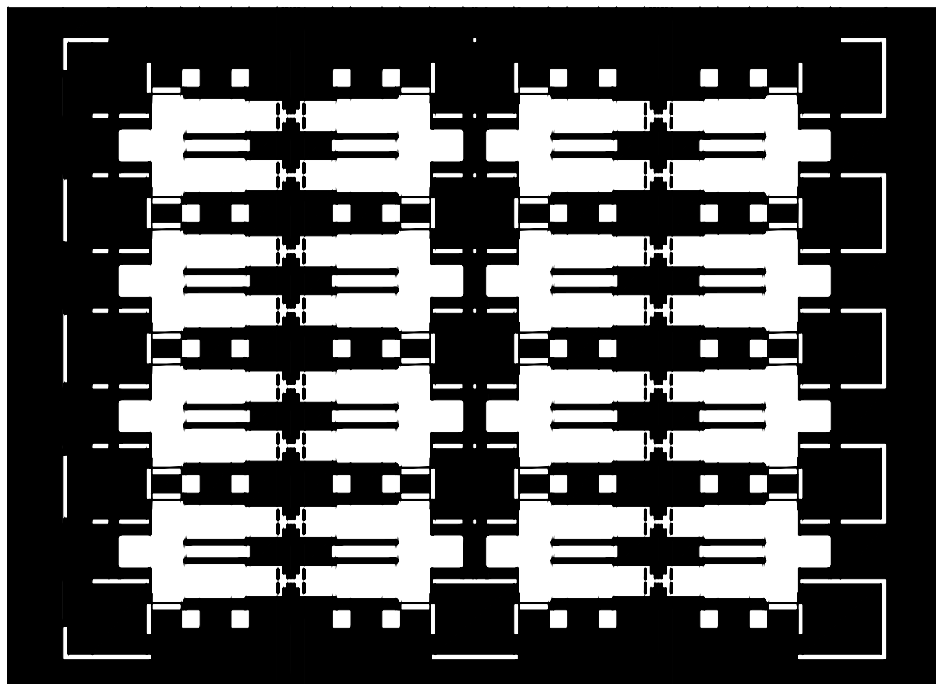


Abbildung F2: Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_2: Kupferopferschicht.

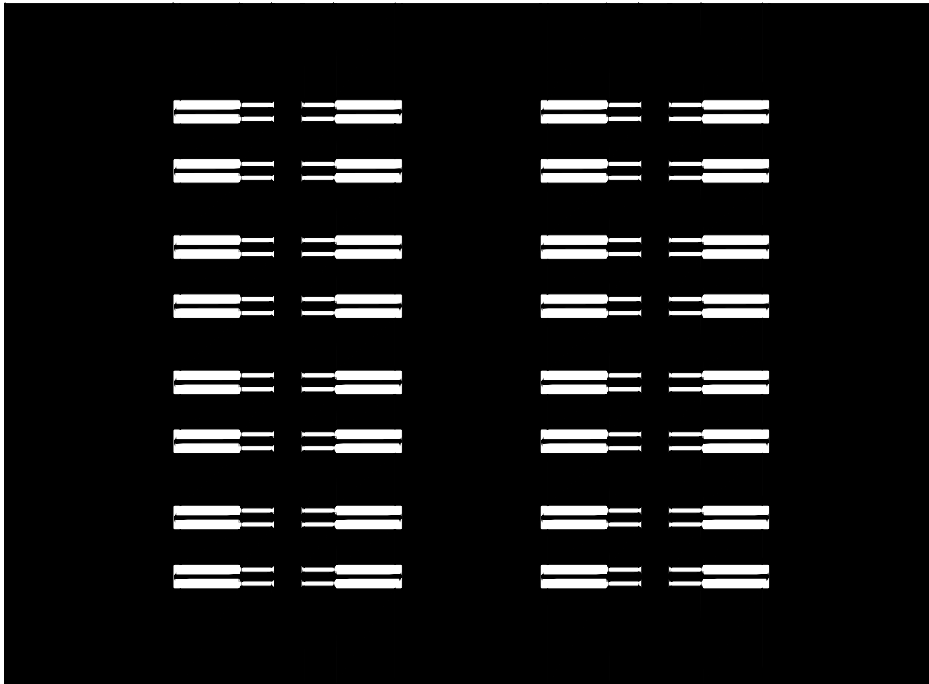


Abbildung F3: Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_3: Einebnung der Kupferopferschicht und Kapselung der Dünnschichtheizelemente.

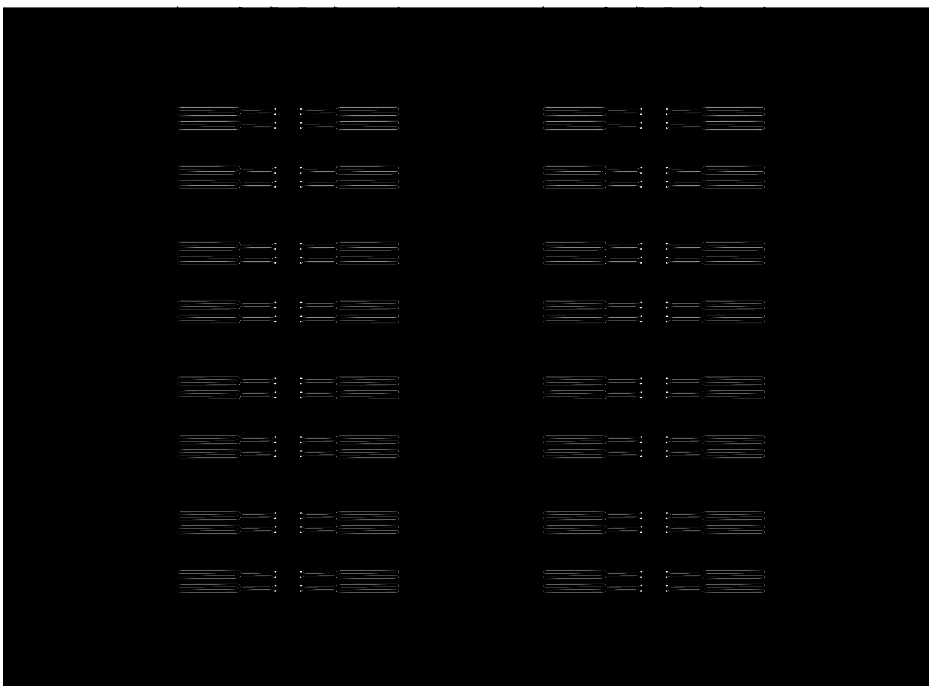


Abbildung F4: Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_4: Lift-Off-Form der Dünnschichtheizelemente.

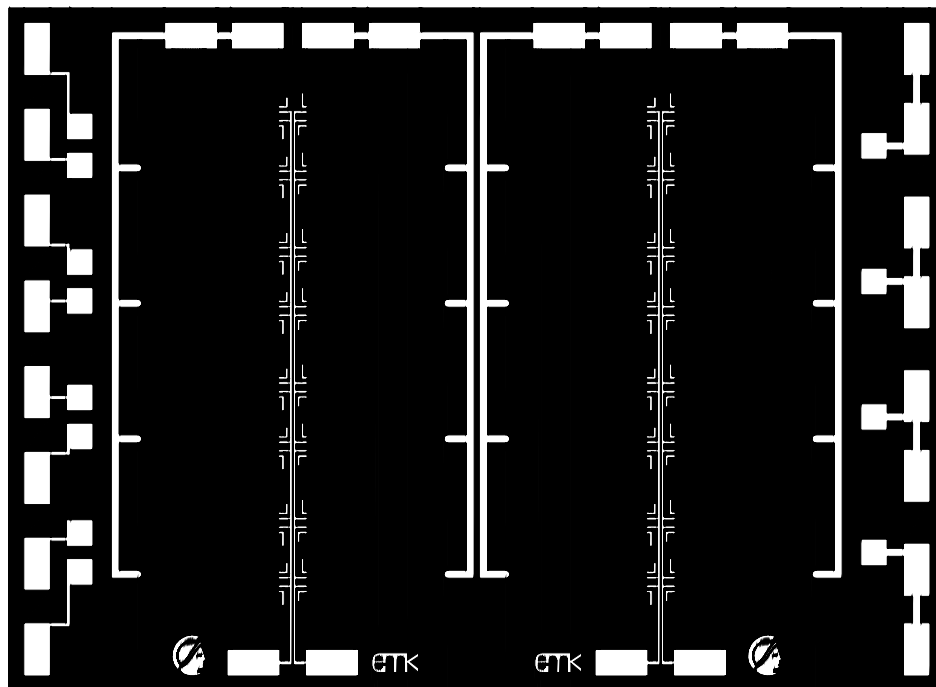


Abbildung F5: Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_5: Zweite Leiterbahnebene.

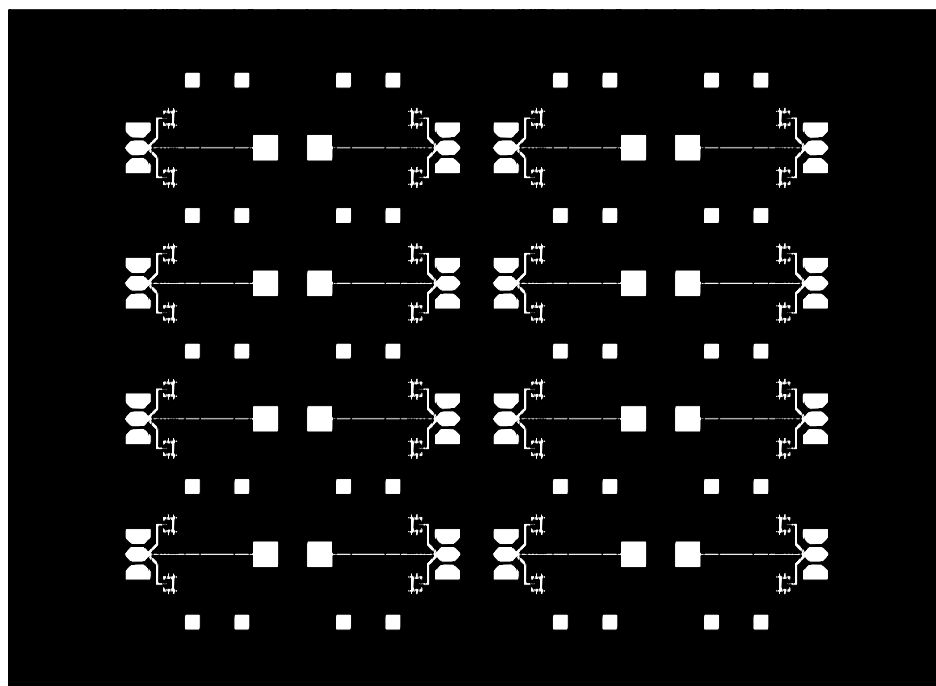


Abbildung F6: Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_6: Nickelkontaktsystem.

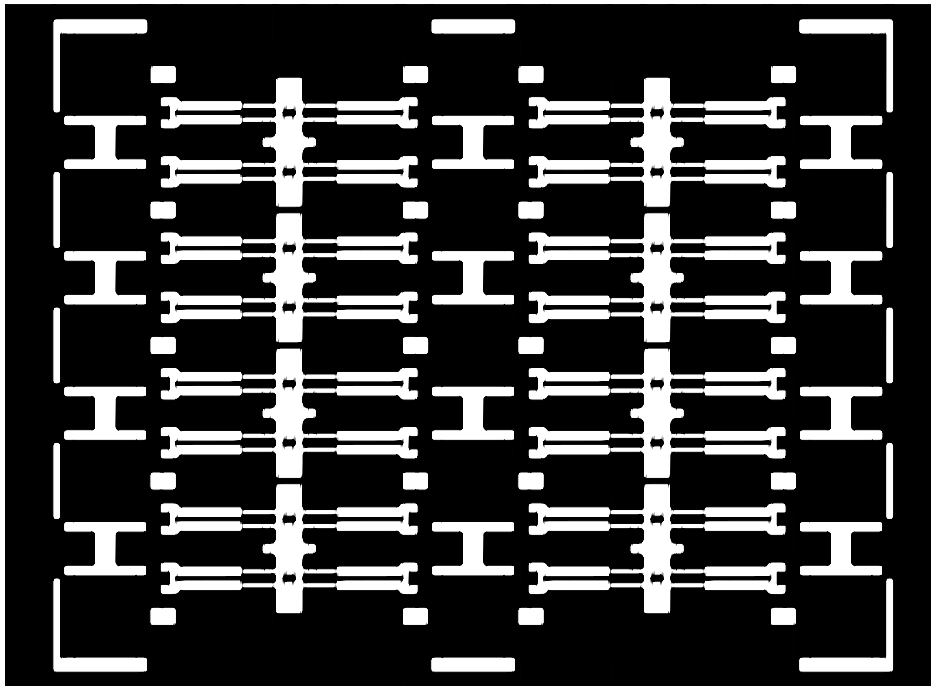


Abbildung F7: Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_7: Ausdehnungskörper und Montagehilfen.

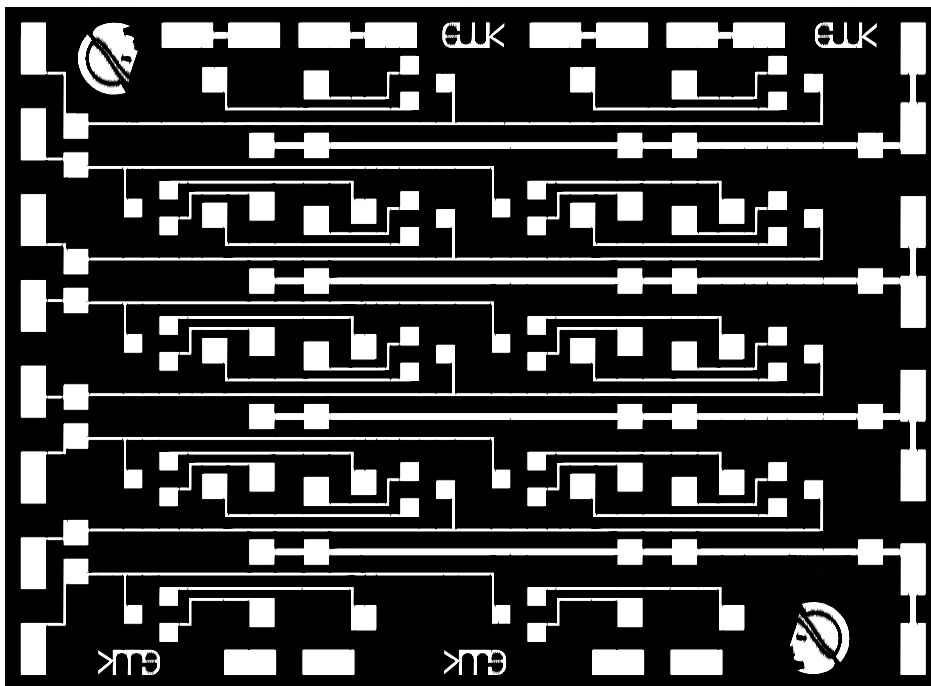


Abbildung F8: Lithographiemaske mask_relais_15_3_mst_8: Rückseitige Leiterbahnebene.

G Fotos der aufgebauten Demonstratoren

Die Abbildungen G.1 bis G.9 zeigen Fotos der aufgebauten Mikrorelais- und Schaltmatrixdemonstratoren (Version 1.53).

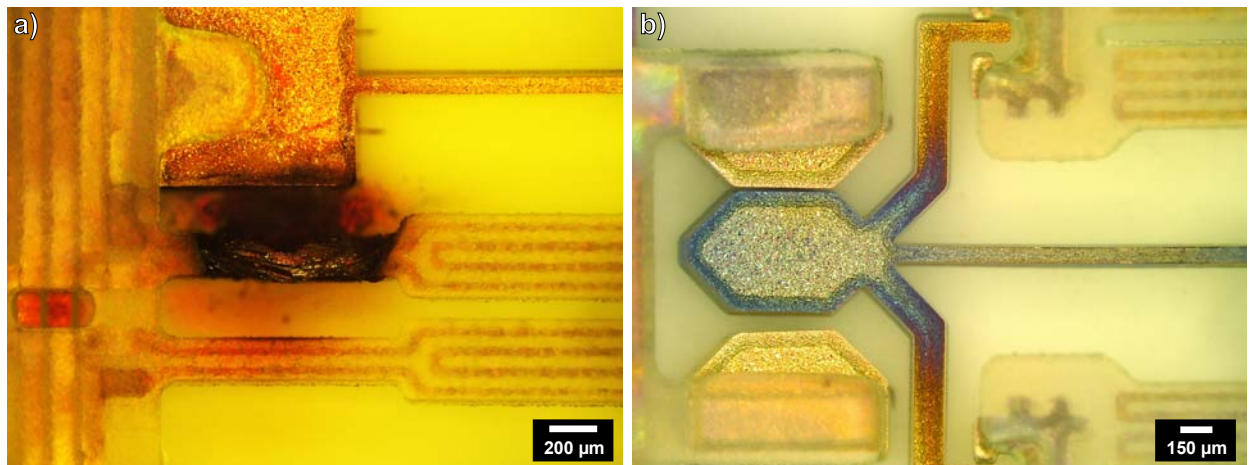


Abbildung G.1: Ergebnisse der zerstörenden Charakterisierung: a) Verbrannter Polymeraktor nach Überschlag zwischen Steuer- und Lastkreis bei einer Durchschlagsspannung von 920 V (vgl. Abschnitt 8.1.2) und b) ausgeglühter Kontakt nach einem Dauerstrom von 5,3 A (vgl. Abschnitt 8.1.3).

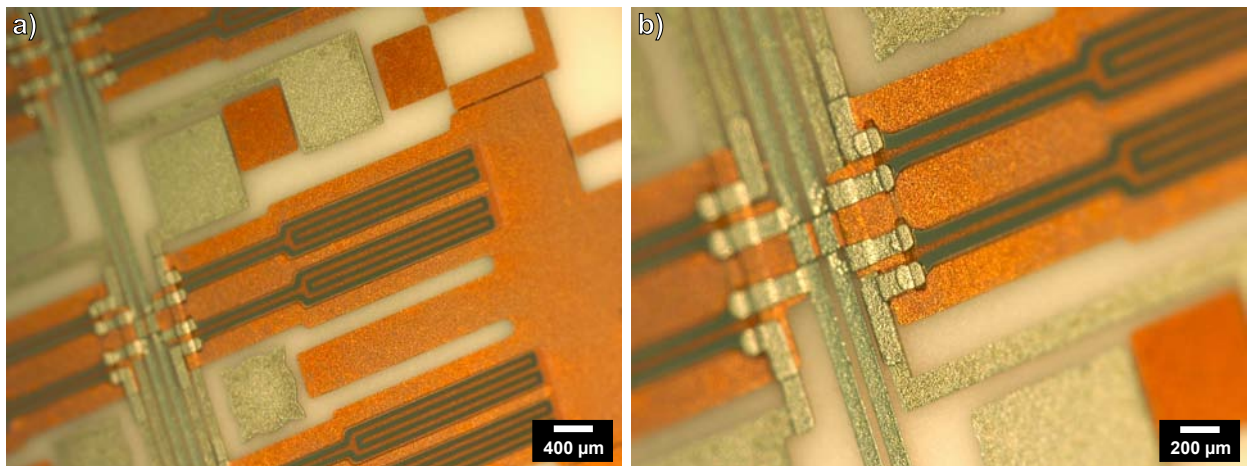


Abbildung G.2: Bis zur zweiten Leiterbahnebene (vgl. Abschnitt 7.1.6) aufgebaute Mikrorelaisdemonstratoren mit Dünnschichtheizstrukturen: a) Übersicht und b) Vergrößerung der elektrischen Parallelschaltung der Heizelementkontaktierung.

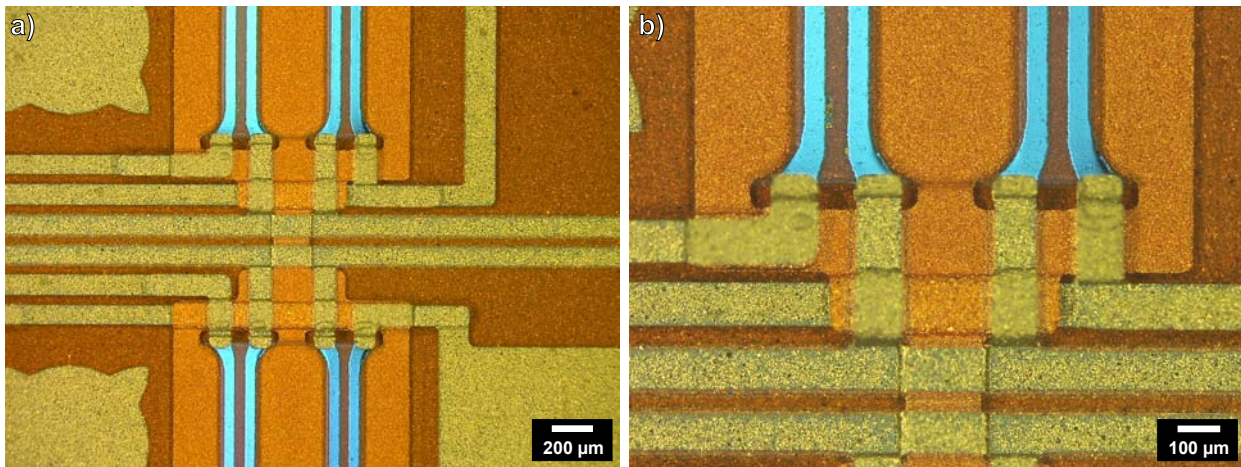


Abbildung G.3: Draufsicht auf die bis zur zweiten Leiterbahnebene aufgebauten Mikrorelaisdemonstratoren: a) Leiterbahnführung im Bereich zwischen zwei Mikrorelais und b) Vergrößerung der Heizelementkontaktierung für ein Mikrorelais (vgl. Abschnitt 7.2.2).

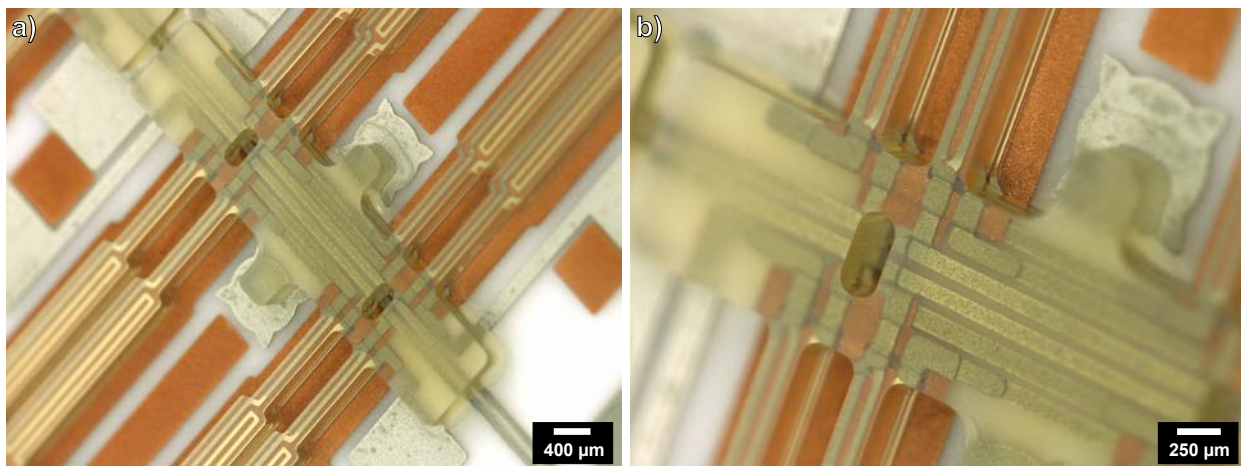


Abbildung G.4: Fotos der ohne Nickelkontaktsystem aufgebauten Mikrorelaisdemonstratoren: a) Thermische Ausdehnungskörper aus dem Negativresist SU-8 mit eingeschlossenen Dünnschichtheizelementen und b) Vergrößerung des Ausschnitts des Kontaktierungsbereichs zwischen zwei Mikrorelais.

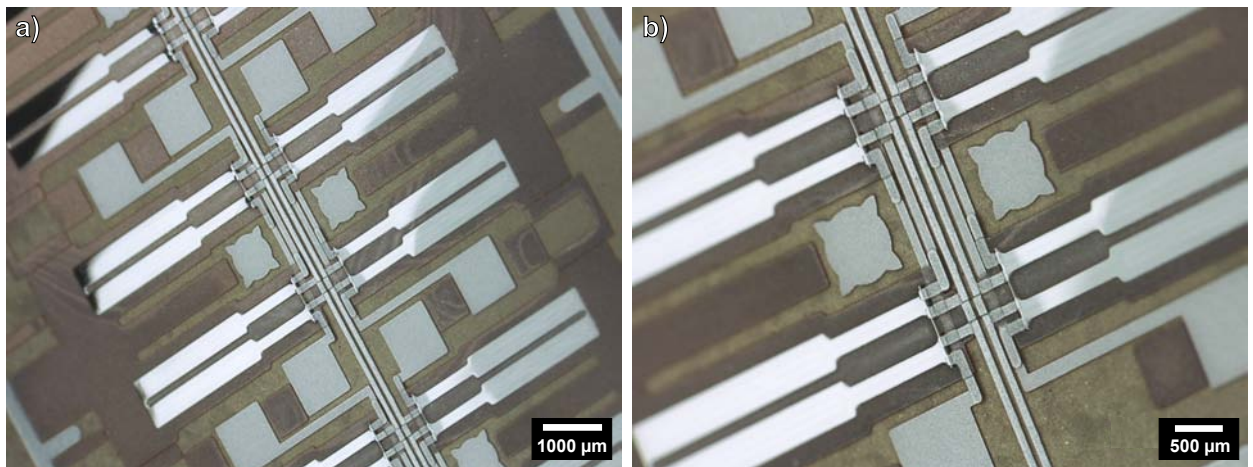


Abbildung G.5: Für den AZ 125nXT-Schritt vorbereitete Mikrorelaisdemonstratoren, die vollflächig mit einer dünnen Aluminiumschicht besputtert sind (vgl. Abschnitt 7.1.7): a) Übersicht und b) Vergrößerung des Kontaktierungsbereichs zwischen zwei Mikrorelais.

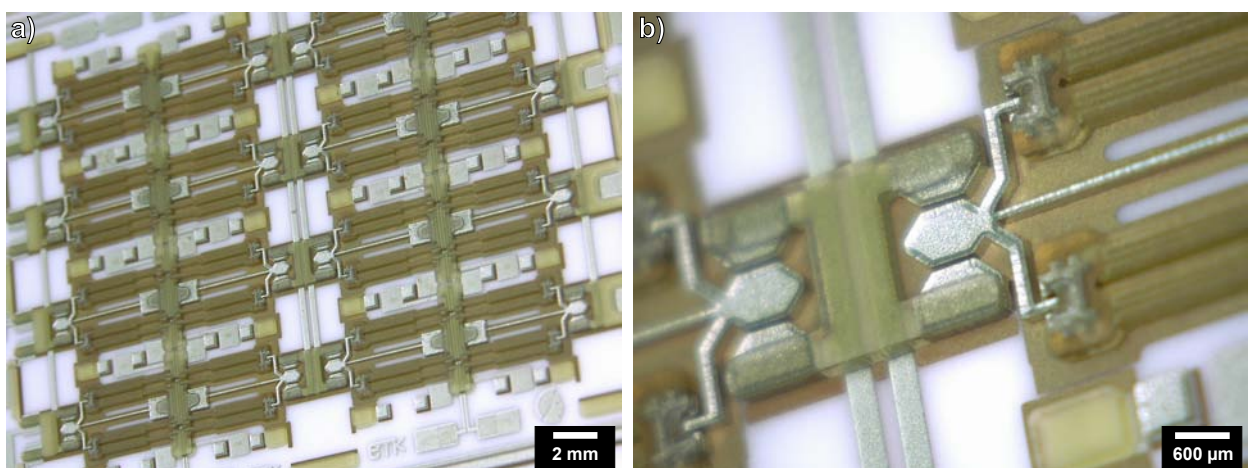


Abbildung G.6: Bis vor den abschließenden Kupferätzschritt aufgebaute Mikrorelaismatrix-Demonstratoren (vgl. Abschnitt 7.1.8): a) Gesamtansicht eines Matrixdemonstrators und b) Vergrößerung des Kontaktbereichs von zwei gegenüberliegenden Mikrorelais.

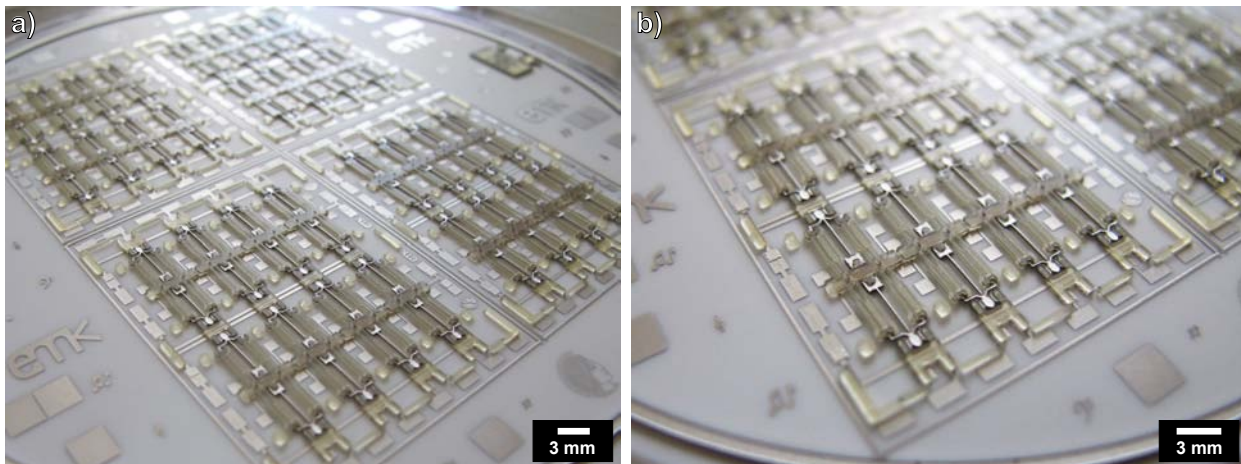


Abbildung G.7: Bis auf die Goldgalvanik fertig aufgebautes Keramiksubstrat mit vier 4x4-Schaltmatrixdemonstratoren (vgl. Abschnitt 7.1.8): a) Übersicht mit Hilfselektrodenring, Justagemarken und Matrizen und b) Vergrößerung eines Matrixdemonstrators auf dem Substrat.

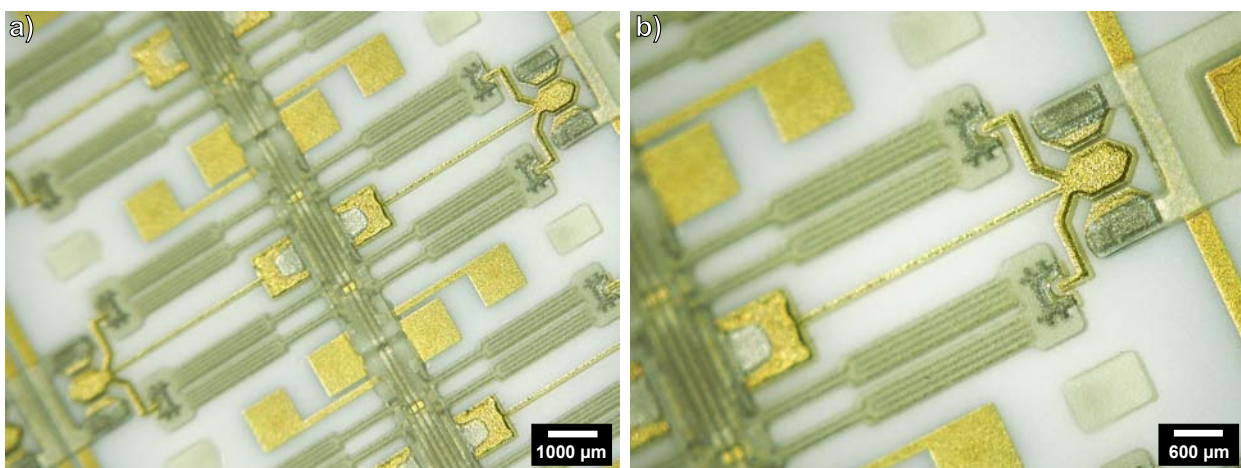


Abbildung G.8: Fertig aufgebaute Mikrorelaisdemonstratoren nach der Vergoldung der Nickelstrukturen (vgl. Abschnitt 7.1.9): a) Draufsicht auf zwei Mikrorelais und b) Vergrößerung eines Mikrorelais mit elektrischem Kontaktsystem und polymeren elektrothermischen Mikroaktoren.

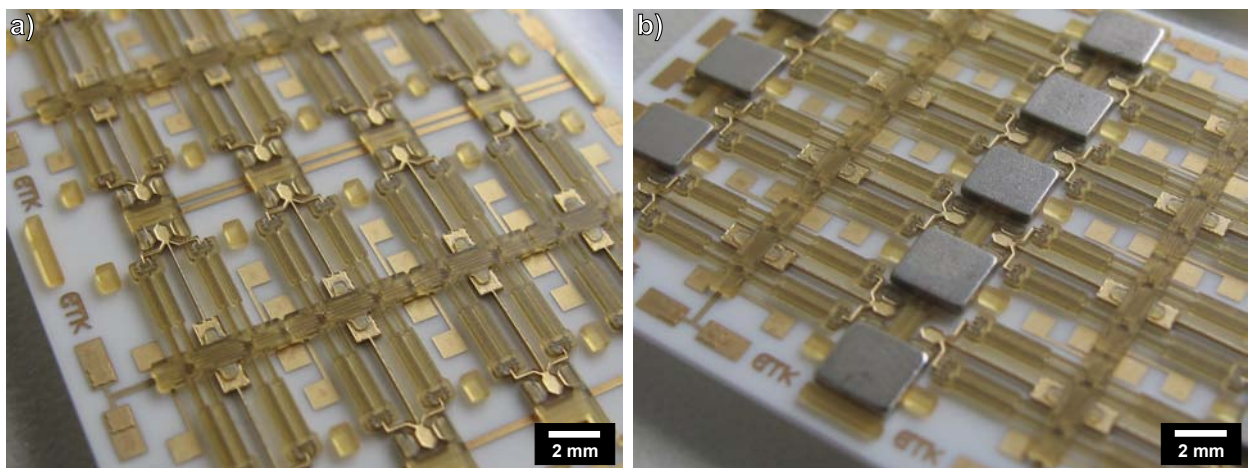


Abbildung G.9: Vollständig aufgebaute und vereinzelte 4x4-Schaltmatrix-Demonstratoren (vgl. Abschnitt 7.2.1): a) Vor und b) nach Montage der Miniaturmagnete.



H Materialdaten von Kunststoffen

In Tabelle H.1 sind wichtige Materialdaten verschiedener Kunststoffe zusammen gefasst, die als thermische Ausdehnungskörper für elektrothermische Mikroaktoren eingesetzt werden können [35].

Tabelle H.1: Übersicht über wichtige Materialdaten von Kunststoffen zum Einsatz als thermische Ausdehnungskörper von elektrothermischen Mikroaktoren [35]

Bezeichnung	Kurz- zeichen	Typ	Dichte in g/cm^3	Wärmeaus- dehnungs- koeffizient in 10^{-6}K^{-1}	Wärme- leitfähig- keit in W/mK	Wärme- kapazität in J/gK	E- Modul in GPa	Dehn- grenze in MPa	Maximal- temperatur in $^{\circ}\text{C}$
SU-8 2025	SU-8	D	1,2	52	0,3	1,5	3	60	150
Acrylnitril-Butadien-Styrol	ABS	T	1,07	95	0,18	1,41	2,43	40	87
Acrylester-Styrol-Acrylnitril / Luran	ASA	T	1,06	82,5	0,18	1,3	2,43	45	86,25
Celluloseacetat	CA	T	1,31	130	0,22	1,47	1,5	40	70
Celluloseacetobutyrat	CAB	T	1,2	115	0,21	1,47	1,6	35,5	89
Cellulosepropionat	CP	T	1,22	122,5	0,21	1,68	1,8	38,5	90
Ethylen-Chlortrifluorethylen	ECTFE	T	1,68	76,67	0,15	1,11	1,57	37,25	156,67
Ethylen-Tetrafluorethylen	ETFE	T	1,71	112,5	0,24	1,69	0,86	44,5	158,75
Ethylenvinylacetat	EVA	E	0,93	160	0,35	2,3	0,07	10	55
Perfluor (Ethylen-Propylen)	FEP	T	2,17	100	0,24	1,17	0,55	20,67	202,5
Liquid Crystal Polymer	LCP	T	1,56	57,5	0,28	1,2	12,5	210	185
Melamin-Phenol-Formaldehyd-Harz	MPF	D	1,6	30	0,3	0,3	6	60	135
Polyamid	PA 12	T	1,02	95	0,24	1,97	1,35	40	105
Polyamid	PA 6,6	T	1,14	84	0,28	1,7	2,82	63,83	112
Polybenzimidazol	PBI	T	1,32	24,83	0,46	1,05	5,82	140	310
Polybutylenterephthalat	PBT	T	1,3	135	0,27	1,25	2,3	46,67	146,67
Polycarbonate	PC	T	1,2	66,25	0,2	1,2	2,16	61,6	123,33
Polychlortrifluorethylen	PCTFE	T	2,12	54,5	0,16	0,92	1,21	34,67	150
Polyethylen	PE	T	0,95	178	0,42	2,12	1,02	25,67	87,5
Polyetheretherketon	PEEK	T	1,31	68,5	0,25	0,66	3,7	100,5	252

* T: Thermoplast, D: Duroplast, E: Elastomer

Bezeichnung	Kurz- zeichen	Typ	Dichte in g/cm ³	Wärmeaus- dehnungs- koeffizient in 10 ⁻⁶ K ⁻¹	Wärme- leitfähig- keit in W/mK	Wärme- kapazität in J/gK	E- Modul in GPa	Dehn- grenze in MPa	Maximal- temperatur in °C
Polyetherimid	PEI	T	1,27	50,6	0,22	1,55	3,16	102	170
Polyethersulfon	PES	T	1,37	55	0,18	1,11	2,7	90	180
Polyethylenterephthalat	PET	T	1,38	73,75	0,25	1,10	8,52	76,6	109
Perfluoralkoxylalkan	PFA	T	2,15	127,5	0,22	1,13	0,59	29	260
Polyimid / Kapton	PI	T	1,42	45,07	0,28	1,1	2,6	90,53	246,67
Plexiglas	PMMA	T	1,18	73,33	0,48	1,49	3,15	65	76,75
Polyoxymethylen	POM	T	1,41	109,8	0,33	1,2	2,92	65,33	96,67
Polypropylen	PP	T	0,91	162,5	0,22	1,7	1,3	32,17	96,67
Polyphenylenoxid, modifiziert	PPO	T	1,06	60	0,19	0,32	2,45	50	90
Polyphenylenether	PPE	T	1,1	80	0,23	1,2	2,4	50	100
Polyphenylensulfid	PPS	T	1,54	100	0,28	1,18	4,25	75	225
Polystyrol	PS	T	1,04	77,5	0,13	1,22	2,95	42,88	66,67
Polysulfon	PSU	T	1,24	58	0,26	1	2,6	63,33	146,67
Polytetrafluorethylen / Teflon	PTFE	T	2,17	136,25	0,27	1,03	0,64	23	260
Polyuretan	PUR	D	1,2	182,5	0,28	1,67	0,29	9	80
Polyvinylchlorid	PVC	T	1,45	72,5	0,17	0,92	4,44	55	68,75
Polyvinylidenfluorid	PVDF	T	1,78	119	0,16	1,04	2,33	47,67	150
Styrol-Acrylnitril	SAN	T	1,08	60	0,16	1,28	3,73	70	90
Styrol-Butadien	SB	E	1,04	90	0,17	1,22	2,25	27,5	65

* T: Thermoplast, D: Duroplast, E: Elastomer



I Veröffentlichte Mikrorelais

Auf den folgenden Seiten sind die im Rahmen der vorliegenden Arbeit betrachteten Mikrorelais aufgeführt.

	Drake	Hashimoto	Radius	Rogge
Jahr, Quelle	1995 [117]	1995 [160]	1995 [104]	1995 [147]
Institut / Firma	EG&G IC Sensors	NTT Interdisciplinary Research Laboratories	Universität Stuttgart	Karlsruher Institut für Technologie
Aktorprinzip	elektrostat.	sonstig	elektrostat.	elektromagn.
Steuerspannung in V	100		125	
Steuerstrom in mA				45
Steuerleistung in mW				
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V		20		
Schaltstrom in mA				
Haltestrom in mA				
Kontaktabstand in μm	2	2	4	30
Kontaktkraft in μN		60	1	
Kontaktmaterial		Ni	Rh	Ni oder NiFe
Kontaktwid. in Ω	0,5	3	200	
Durchgangswid. in Ω	2,34			
Isolationsfestigkeit in V				
Rückfallzeit in ms	0,02	10		
Ansprechzeit in ms	0,02	10	0,02	1
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2	12,5	3,9	0,025	9,2
Schaltspiele (lastfrei)	10^8			
Bistabiler Mechanismus?	nein	magnetisch		nein
Galvanische Trennung?	nein	nein		ja

	Roy	Yao	Schiele	Schlaak
Jahr, Quelle	1995 [368]	1995 [369]	1997 [83]	1997 [88]
Institut / Firma	Case Western Reserve University	Rockwell Science Center	FhG Solid State Technology	Siemens
Aktorprinzip	elektrostat.	elektrostat.	elektrostat.	elektrostat.
Steuerspannung in V	150	28	150	24
Steuerstrom in mA			0,00006	
Steuerleistung in mW		0,0015	0,009	0,007
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V				
Schaltstrom in mA				100
Haltestrom in mA	150	200	1	200
Kontaktabstand in μm		3	60	14
Kontaktkraft in μN				1000
Kontaktmaterial	Ni	Au / Pt	Au	Au
Kontaktwid. in Ω	20	0,22	60	0,02
Durchgangswid. in Ω		20		5
Isolationsfestigkeit in V				500
Rückfallzeit in ms				0,2
Ansprechzeit in ms		0,03	0,033	0,2
Schaltfrequenz in Hz				100
Fläche in mm^2	0,32	0,36	0,04	3
Schaltspiele (lastfrei)			10^7	10^8
Bistabiler Mechanismus?				
Galvanische Trennung?			ja	ja

	Seki	Simon	Zavracky	Simon
Jahr, Quelle	1997 [132]	1997 [139]	1997 [98]	1998 [370]
Institut / Firma	Omron	University of California, Los Angeles	Northeastern University Boston	University of California, Los Angeles
Aktorprinzip	elektrotherm.	elektrotherm.	elektrostat.	elektrostat.
Steuerspannung in V	27	15	95	35
Steuerstrom in mA	25	6,6		1
Steuerleistung in mW	675	100		
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V				3
Schaltstrom in mA		20	5	10
Haltestrom in mA				
Kontaktabstand in μm	25		1,5	4
Kontaktkraft in μN	20000			
Kontaktmaterial			Au	Hg-Ni
Kontaktwid. in Ω		1	0,05	1000
Durchgangswid. in Ω			20	3000
Isolationsfestigkeit in V			100	
Rückfallzeit in ms				
Ansprechzeit in ms	5			
Schaltfrequenz in Hz			2500	
Fläche in mm^2	1,25		0,00195	
Schaltspiele (lastfrei)			10^9	
Bistabiler Mechanismus?	nein			
Galvanische Trennung?	nein		ja	

	Sun	Taylor	Zhou	Fullin, Tilmans
Jahr, Quelle	1998 [122]	1998 [142, 143]	1998 [161, 162]	1999 [140, 141]
Institut / Firma	New Jersey Institute of Technology	Teledyne Re- lays, ETH Zü- rich	New Jersey Institute of Technology	CP Clare
Aktorprinzip	elektrotherm.	elektromagn.	sonstig	elektromagn.
Steuerspannung in V	2,2		20	2
Steuerstrom in mA	5,4	1000		8
Steuerleistung in mW	12		8	16
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V		3		
Schaltstrom in mA		1200		
Haltestrom in mA		3000		
Kontaktabstand in μm	14	10		22
Kontaktkraft in μN		2500		1000
Kontaktmaterial	Au	Au oder NiFe- Au	Au-Au	Au 0,5 μm
Kontaktwid. in Ω	35,6	0,0386	0,8	0,4
Durchgangswid. in Ω				
Isolationsfestigkeit in V	400			200
Rückfallzeit in ms	0,1			
Ansprechzeit in ms	0,5	2,5	0,012	1
Schaltfrequenz in Hz	300			500
Fläche in mm^2	0,5	22	0,25	22
Schaltspiele (lastfrei)	10^5			10^7
Bistabiler Mechanismus?	mechanisch	nein		nein
Galvanische Trennung?			ja	ja

	Gretillat	Hirata	Hyman	Komura
Jahr, Quelle	1999 [371, 372]	1999 [373]	1999 [51]	1999 [165]
Institut / Firma	University of Neuchatel	NTT Inter-disciplinary Research Laboratories		Omron
Aktorprinzip	elektrostat.	elektrostat.	elektrostat.	elektrostat.
Steuerspannung in V	40	15	25	24
Steuerstrom in mA				
Steuerleistung in mW				0,05
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V				
Schaltstrom in mA				
Haltestrom in mA	20		160	
Kontaktabstand in μm				
Kontaktkraft in μN				5000
Kontaktmaterial	Au-Au	Au	Au-Au	Au-Au
Kontaktwid. in Ω	300		1,6	0,05
Durchgangswid. in Ω		5		0,5
Isolationsfestigkeit in V				200
Rückfallzeit in ms	0,018			0,3
Ansprechzeit in ms	0,002	0,002	0,05	0,3
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2		0,0042	0,035	6
Schaltspiele (lastfrei)	10^4	10^{10}		
Bistabiler Mechanismus?				
Galvanische Trennung?				ja

	Sakata	Cronos	Miller	Tomonari
Jahr, Quelle	1999 [166]	2000 [133]	2000 [107]	2000 [124]
Institut / Firma	Omron	Cronos JDS Uniphase	University of Colorado	Aromat- Matsushita
Aktorprinzip	elektrostat.	elektrotherm.	elektrostat.	elektrotherm.
Steuerspannung in V	24	12	53	24
Steuerstrom in mA		12,5		4,16
Steuerleistung in mW	0,05	150		100
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V				
Schaltstrom in mA				
Haltestrom in mA		300	236	
Kontaktabstand in μm	3		16,9	20
Kontaktkraft in μN	5000			3400
Kontaktmaterial		AuNi	Au	AuCo
Kontaktwid. in Ω	0,1	0,4	0,89	1
Durchgangswid. in Ω	0,6		3	
Isolationsfestigkeit in V	200	300	327	300
Rückfallzeit in ms	0,1		0,0085	26
Ansprechzeit in ms	0,3	8	0,0152	77
Schaltfrequenz in Hz	300			
Fläche in mm^2	5	14	0,5	6
Schaltspiele (lastfrei)	10^7			
Bistabiler Mechanismus?			nein	
Galvanische Trennung?	ja		nein	

	Wong	Li	Duffy	Kasai
Jahr, Quelle	2000 [109]	2000 [374]	2001 [375]	2001 [376]
Institut / Firma	Massachusetts Institute of Technology	Universität Peking		NEC
Aktorprinzip	elektrostat.	elektrostat.	elektrostat.	elektrostat.
Steuerspannung in V	20	130	80	70
Steuerstrom in mA				
Steuerleistung in mW				
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V				
Schaltstrom in mA				
Haltestrom in mA	400	80		
Kontaktabstand in μm	3	3	15	5
Kontaktkraft in μN				3000
Kontaktmaterial	Au-Au	Au	Pt-Pt	Au-Au / Au- Ru
Kontaktwid. in Ω	0,035	1	2	1
Durchgangswid. in Ω				1,5
Isolationsfestigkeit in V	300	300		150
Rückfallzeit in ms				
Ansprechzeit in ms	20		0,001	0,2
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2		0,08	0,05	2
Schaltspiele (lastfrei)	4000		10^9	10^7
Bistabiler Mechanismus?				
Galvanische Trennung?				

	Liu	Michaelis	Ruan	De Silva
Jahr, Quelle	2001 [377]	2001 [44]	2001 [149, 150]	2002 [84]
Institut / Firma	Tohoku University Sendai	Universität Bremen	Arizona State University, Tempe	Motorola
Aktorprinzip	elektrotherm.	elektrostat.	elektromagn.	elektrostat.
Steuerspannung in V	5	30	5	30
Steuerstrom in mA	16		60	
Steuerleistung in mW	80		300	0,2
Steuerenergie in mJ			0,093	
Schaltspannung in V				
Schaltstrom in mA				
Haltestrom in mA			500	
Kontaktabstand in μm	3			
Kontaktkraft in μN				
Kontaktmaterial	Au-Au	Au-W	Au-Au	
Kontaktwid. in Ω		1	0,05	
Durchgangswid. in Ω	0,5			
Isolationsfestigkeit in V				
Rückfallzeit in ms		0,01	0,5	
Ansprechzeit in ms	0,3	0,01	2	
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2		1,02		0,0075
Schaltspiele (lastfrei)	10^7	10^9		
Bistabiler Mechanismus?			magnetisch	
Galvanische Trennung?			ja	ja

	Gomm	Tan	Borwick	Conseil
Jahr, Quelle	2002 [123, 254]	2002 [378]	2003 [153]	2003 [163]
Institut / Firma	Ford Motor Company		Rockwell Scientific Company	Institut d'Electronique, de Micro-Electronique et de Nano-technologie, Cedex
Aktorprinzip	elektrotherm.	elektrostat.	elektrodyn.	sonstig
Steuerspannung in V	11	65	10	30
Steuerstrom in mA	85		1000	
Steuerleistung in mW	935			200
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V			2,9	
Schaltstrom in mA			10	
Haltestrom in mA				400
Kontaktabstand in μm	88		3	
Kontaktkraft in μN	23,4	80	300	
Kontaktmaterial	Au	Au-Au		Au-Au
Kontaktwid. in Ω	49,2	1	5	3
Durchgangswid. in Ω				
Isolationsfestigkeit in V	360			
Rückfallzeit in ms	0,34		0,02	
Ansprechzeit in ms	0,34		0,12	
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2	1,92	0,16	2,7	
Schaltspiele (lastfrei)				
Bistabiler Mechanismus?	mechanisch			
Galvanische Trennung?			ja	ja

	Majumder	Seki	Shen	Teverovsky
Jahr, Quelle	2003 [110]	2003 [170]	2003 [94]	2003 [129, 130]
Institut / Firma	Radant MEMS	Omron	University of California, Los Angeles	QSS Group, NASA GSFC
Aktorprinzip	elektrostat.	elektrostat.	elektrostat.	elektrotherm.
Steuerspannung in V	80	12	80	5
Steuerstrom in mA				32,7
Steuerleistung in mW				163,5
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V				70
Schaltstrom in mA				200
Haltestrom in mA	1000			
Kontaktabstand in μm				5
Kontaktkraft in μN				
Kontaktmaterial			Hg	Gold
Kontaktwid. in Ω	0,2			1
Durchgangswid. in Ω	1			
Isolationsfestigkeit in V	150			
Rückfallzeit in ms		2		11
Ansprechzeit in ms		2	1	11
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2	1,56	3,24		
Schaltspiele (lastfrei)	10^{10}			10^8
Bistabiler Mechanismus?	nein		nein	
Galvanische Trennung?	nein		nein	

	Agrawal	Lee	Nishijima	Thielicke
Jahr, Quelle	2004 [125, 379]	2004 [99, 100]	2004 [119]	2004 [42, 90]
Institut / Firma	Memscap	Delphi Research Labs	Hitachi	Universität Berlin
Aktorprinzip	elektrotherm.	elektrostat.	elektrostat.	elektrostat.
Steuerspannung in V	0,15	20	30	35
Steuerstrom in mA	300			
Steuerleistung in mW	45			
Steuerenergie in mJ				0,01
Schaltspannung in V	10	12		
Schaltstrom in mA	10	1000		
Haltestrom in mA	250			
Kontaktabstand in μm	14	2,6		1,5
Kontaktkraft in μN			200	195
Kontaktmaterial	Au-Au	Au-Au		Au
Kontaktwid. in Ω		0,02	2,1	1,3
Durchgangswid. in Ω	0,35			6,5
Isolationsfestigkeit in V	375			130
Rückfallzeit in ms	80	0,06		0,05
Ansprechzeit in ms	80	0,03		0,1
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2	0,8	2		0,49
Schaltspiele (lastfrei)	10^5			10^7
Bistabiler Mechanismus?	mechanisch	nein	nein	
Galvanische Trennung?	ja	nein	nein	ja

	Wang	Guan	Pothier	Qiu
Jahr, Quelle	2004 [134]	2005 [158]	2005 [95]	2005 [126–128]
Institut / Firma	University of California at Davis	University of Minnesota, Twin Cities	Alcatel Space	MIT, ABB
Aktorprinzip	elektrotherm.	elektrodyn.	elektrostat.	elektrotherm.
Steuerspannung in V	3,5	8	60	50
Steuerstrom in mA	28,5			
Steuerleistung in mW	100			
Steuerenergie in mJ				50
Schaltspannung in V				
Schaltstrom in mA				
Haltestrom in mA	50	1000		3000
Kontaktabstand in μm	3,5			114
Kontaktkraft in μN	725			4000
Kontaktmaterial		Au	Au-Au	
Kontaktwid. in Ω		0,17	0,5	0,06
Durchgangswid. in Ω				
Isolationsfestigkeit in V		161		200
Rückfallzeit in ms				1
Ansprechzeit in ms	0,3		0,008	1
Schaltfrequenz in Hz				5
Fläche in mm^2			0,0176	20
Schaltspiele (lastfrei)	10^7			10^6
Bistabiler Mechanismus?	nein		nein	mechanisch
Galvanische Trennung?	ja	ja	nein	

	Receveur	Williams	Zhou	Fu
Jahr, Quelle	2005 [92]	2005 [145, 146]	2005 [96]	2006 [157]
Institut / Firma	Medtronic	Louisiana State University	Micralyne Inc	Shanghai Jiaotong University
Aktorprinzip	elektrostat.	elektromagn.	elektrostat.	elektrodyn.
Steuerspannung in V	24	9	10	
Steuerstrom in mA		100		
Steuerleistung in mW		900		
Steuerenergie in mJ				28,8
Schaltspannung in V				
Schaltstrom in mA				
Haltestrom in mA	257	325		2000
Kontaktabstand in μm	12	20		
Kontaktkraft in μN	10		20	
Kontaktmaterial	Ni-Au	Ni-Fe		Au
Kontaktwid. in Ω	5			0,2
Durchgangswid. in Ω				
Isolationsfestigkeit in V	302			
Rückfallzeit in ms	0,2			
Ansprechzeit in ms	0,5			0,3
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2	1,81		0,0018	42,2
Schaltspiele (lastfrei)	10^6			
Bistabiler Mechanismus?	mechanisch		nein	mechanisch
Galvanische Trennung?			nein	

	Oberhammer	Seki	Xu	Yu
Jahr, Quelle	2006 [116]	2006 [171]	2006 [86]	2006 [97]
Institut / Firma	KTH Stockholm	Omron	Hefei University	Nanyang Technological University
Aktorprinzip	elektrostat.	elektrostat.	elektrostat.	elektrostat.
Steuerspannung in V	57,3	24	5	35
Steuerstrom in mA				
Steuerleistung in mW		0,05		
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V		0,5		
Schaltstrom in mA		0,5		
Haltestrom in mA				
Kontaktabstand in μm				10
Kontaktkraft in μN	40			
Kontaktmaterial			Au-Au	
Kontaktwid. in Ω			0,1	1,3
Durchgangswid. in Ω	2,32	0,5		
Isolationsfestigkeit in V		200		
Rückfallzeit in ms	0,35			
Ansprechzeit in ms	0,4	0,3		
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2		6		
Schaltspiele (lastfrei)		10^8		
Bistabiler Mechanismus?	mechanisch			nein
Galvanische Trennung?	nein	ja	ja	nein

	Braun	Cao	Goins	Jeong
Jahr, Quelle	2007 [39, 106]	2007 [155, 156, 380]	2007 [188]	2007 [381, 382]
Institut / Firma	KTH Stockholm	KLA-Tencor Corporation, University of California at Berkeley	TeraVista Technologies	Louisiana State University
Aktorprinzip	elektrostat.	elektrodyn.	elektrostat.	elektrostat.
Steuerspannung in V	21,2	0,5		18
Steuerstrom in mA		800		
Steuerleistung in mW				
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V				
Schaltstrom in mA	20			
Haltestrom in mA		4000		5000
Kontaktabstand in μm	6	50		15
Kontaktkraft in μN				
Kontaktmaterial				
Kontaktwid. in Ω	0,22	0,3		
Durchgangswid. in Ω	0,56			11,5
Isolationsfestigkeit in V	200	200		
Rückfallzeit in ms				14,3
Ansprechzeit in ms				3,5
Schaltfrequenz in Hz				140
Fläche in mm^2	1,3	12		5,2
Schaltspiele (lastfrei)	10^7	10^7		10^6
Bistabiler Mechanismus?				
Galvanische Trennung?	ja	ja		ja

	Ko, Hwang	Pennarun	Shi	Sterner
Jahr, Quelle	2007 [154, 250]	2007 [383]	2007 [131]	2007 [115]
Institut / Firma	Pusan National University, Busan	Université de Toulouse	Peking University	KTH Stockholm
Aktorprinzip	elektrodyn.	elektrotherm.	elektrotherm.	elektrostat.
Steuerspannung in V	0,5		12	50,5
Steuerstrom in mA	91	20	5	
Steuerleistung in mW	45,5		60	
Steuerenergie in mJ		3,5		
Schaltspannung in V				
Schaltstrom in mA				
Haltestrom in mA			55	
Kontaktabstand in μm	6		3	7
Kontaktkraft in μN			310	90
Kontaktmaterial			Au	
Kontaktwid. in Ω	4,7		0,42	
Durchgangswid. in Ω				
Isolationsfestigkeit in V				
Rückfallzeit in ms	0,00004	7	0,013	
Ansprechzeit in ms	0,0002		0,114	
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2	0,45	2,25	0,15	
Schaltspiele (lastfrei)			10^9	
Bistabiler Mechanismus?	mechanisch		nein	mechanisch
Galvanische Trennung?	ja		ja	nein

	Ghodsian	Li	Dahari	Kam
Jahr, Quelle	2008 [118]	2008 [148]	2009 [206]	2009 [87]
Institut / Firma	XCOM	Tsinghua University, Beijing	Universiti Sains Malaysia	University of California, Berkeley
Aktorprinzip	elektrostat.	elektromagn.	elektrostat.	elektrostat.
Steuerspannung in V	48		24	5
Steuerstrom in mA		120		
Steuerleistung in mW				
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V				
Schaltstrom in mA				
Haltestrom in mA				
Kontaktabstand in μm			3	0,1
Kontaktkraft in μN	88			
Kontaktmaterial				
Kontaktwid. in Ω	0,95			8100
Durchgangswid. in Ω				
Isolationsfestigkeit in V				
Rückfallzeit in ms				
Ansprechzeit in ms	0,045	0,2		
Schaltfrequenz in Hz				10^6
Fläche in mm^2	0,3	13,5	0,484	0,0025
Schaltspiele (lastfrei)				10^9
Bistabiler Mechanismus?		magnetisch		nein
Galvanische Trennung?	ja		ja	nein

	Kang	Uno	Cho	Wu
Jahr, Quelle	2009 [121]	2009 [112]	2010 [152]	2010 [136–138]
Institut / Firma	Seoul National University	Omron	University of Michigan	Jiao Tong University, Shanghai
Aktorprinzip	elektrostat.	elektrostat.	elektrodyn.	elektrotherm.
Steuerspannung in V	15	34	4,3	
Steuerstrom in mA			23	
Steuerleistung in mW	10		0,0154	
Steuerenergie in mJ				0,64
Schaltspannung in V				3
Schaltstrom in mA				
Haltestrom in mA				
Kontaktabstand in μm	2,5	3		
Kontaktkraft in μN	80			50
Kontaktmaterial	Au-Au			
Kontaktwid. in Ω			0,42	3,8
Durchgangswid. in Ω		1		
Isolationsfestigkeit in V				
Rückfallzeit in ms	0,5		0,132	
Ansprechzeit in ms	0,12		0,447	
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2	1,51	15,6		
Schaltspiele (lastfrei)	10^6		10^8	
Bistabiler Mechanismus?				magnetisch
Galvanische Trennung?	ja	ja	ja	ja

	Chao	Glickman	Keimel	Kim
Jahr, Quelle	2011 [207]	2011 [144]	2011 [101]	2011 [91]
Institut / Firma	National Chiao Tung University	Shocking Technologies, Inc	GE Research	KAIST, Republic of Korea
Aktorprinzip	elektrostat.	elektromagn.	elektrostat.	elektrostat.
Steuerspannung in V	92	0,7	80	70
Steuerstrom in mA		18		
Steuerleistung in mW		13		
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V				
Schaltstrom in mA				
Haltestrom in mA			5000	
Kontaktabstand in μm		7,7	1	0,35
Kontaktkraft in μN	20	200		
Kontaktmaterial	Cu-Cu			
Kontaktwid. in Ω	2,87	0,4	0,1	
Durchgangswid. in Ω		2,4	1	
Isolationsfestigkeit in V			300	
Rückfallzeit in ms		0,004	0,001	
Ansprechzeit in ms		0,2	0,003	0,007
Schaltfrequenz in Hz				500
Fläche in mm^2		2	9	0,06
Schaltspiele (lastfrei)		10^6		
Bistabiler Mechanismus?		nein	nein	nein
Galvanische Trennung?		ja	nein	nein

	Parsa	Patel	Proie	Rubin
Jahr, Quelle	2011 [113]	2011 [120]	2011 [81]	2011 [111]
Institut / Firma	Stanford University, Stanford	University of California, San Diego	George Washington University, Washington US Army Research Laboratory, Adelphi	Cornell University, Ithaca
Aktorprinzip	elektrostat.	elektrostat.	piezoelekt.	elektrostat.
Steuerspannung in V	13	90	1,5	12,5
Steuerstrom in mA				
Steuerleistung in mW				
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V				
Schaltstrom in mA				0,00005
Haltestrom in mA				
Kontaktabstand in μm	0,5	0,85		0,23
Kontaktkraft in μN		1200		
Kontaktmaterial		Au/Ru		
Kontaktwid. in Ω				
Durchgangswid. in Ω		2,4		
Isolationsfestigkeit in V				
Rückfallzeit in ms		0,0036		
Ansprechzeit in ms		0,0082		
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2	0,004	0,03	0,0061	0,00008
Schaltspiele (lastfrei)				
Bistabiler Mechanismus?		nein		nein
Galvanische Trennung?	nein	nein	ja	nein

	Song	Kim	Kousuke	Ozkeskin
Jahr, Quelle	2011 [105]	2012 [114]	2012 [159]	2012 [102, 103]
Institut / Firma	Korea Advanced Institute of Science and Technology	Samsung	Tohoku University, Sendai	University of Michigan
Aktorprinzip	elektrostat.	elektrostat.	piezoelektr.	elektrostat.
Steuerspannung in V	45	20	3,3	130
Steuerstrom in mA				
Steuerleistung in mW				
Steuerenergie in mJ				
Schaltspannung in V				10
Schaltstrom in mA	350			1000
Haltestrom in mA				
Kontaktabstand in μm	1,2	1,3	12	
Kontaktkraft in μN	5900	200		
Kontaktmaterial	Au-Au			
Kontaktwid. in Ω	0,004			1,8
Durchgangswid. in Ω				1,25
Isolationsfestigkeit in V				
Rückfallzeit in ms		0,0035		10
Ansprechzeit in ms	0,025	0,0074		10
Schaltfrequenz in Hz				
Fläche in mm^2	0,25	4	0,2	6,4
Schaltspiele (lastfrei)	10^8	10^7		2000
Bistabiler Mechanismus?	nein		nein	
Galvanische Trennung?	nein	ja	ja	ja

	Verger	Staab
Jahr, Quelle	2012 [108]	2013
Institut / Firma	Université de Limoges	Technische Universität Darmstadt
Aktorprinzip	elektrostat.	elektrotherm.
Steuerspannung in V	65	6,5
Steuerstrom in mA		37
Steuerleistung in mW		240
Steuerenergie in mJ		140
Schaltspannung in V	0,07	125
Schaltstrom in mA	1,4	1500
Haltestrom in mA		4500
Kontaktabstand in μm		95
Kontaktkraft in μN		9000
Kontaktmaterial		Au
Kontaktwid. in Ω	2,5	0,030
Durchgangswid. in Ω	5,5	0,046
Isolationsfestigkeit in V		810
Rückfallzeit in ms		167
Ansprechzeit in ms	0,00037	272
Schaltfrequenz in Hz		
Fläche in mm^2	0,09	21
Schaltspiele (lastfrei)		$> 2 \cdot 10^6$
Bistabiler Mechanismus?		magnetisch
Galvanische Trennung?		ja

Wissenschaftlicher Werdegang



Matthias Staab

geboren am 21. Dezember 1980 in Aschaffenburg,
ledig

Schulbildung

1987 - 1991	Grundschule, Großostheim
1991 - 2000	Gymnasium, Aschaffenburg

Studium

2001 - 2007	Technische Universität Darmstadt, Elektrotechnik und Informationstechnik, Vertiefung Mikro- und Feinwerktechnik Abschluss: Diplom-Ingenieur
-------------	--

Berufliche Tätigkeit

seit 2007	Wissenschaftlicher Mitarbeiter, Technische Universität Darmstadt, Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Fachgebiet Mikrotechnik und Elektromechanische Systeme
-----------	---

Praktika

2002	<i>ESC GmbH & Co. KG</i> , Großwallstadt
2006	<i>Bosch Rexroth AG</i> , Lohr am Main
2006	<i>Bosch Rexroth SAS</i> , Lyon